

VŠB – Technická univerzita Ostrava

Fakulta strojní

Katedra aplikované mechaniky

Kritéria multiaxiální únavy

Multiaxial Fatigue Criteria

Student:

Lukáš Obzina

Vedoucí diplomové práce:

Dr. Ing. Ludmila Adámková

Ostrava 2015

VŠB - Technická univerzita Ostrava
Fakulta strojní
Katedra pružnosti a pevnosti

Zadání diplomové práce

Student: **Bc. Lukáš Obzina**
Studijní program: N2301 Strojní inženýrství
Studijní obor: 3901T003 Aplikovaná mechanika
Téma: **Kritéria multiaxiální únavy**
Multiaxial Fatigue Criteria

Zásady pro vypracování:

- 1) Popište problematiku únavy při víceosé napjatosti.
- 2) Proveďte rozbor jednotlivých kritérií.
- 3) Pro jednotlivé experimenty stanovte hysterezní smyčky v polovině životnosti.
- 4) Posuďte výsledky výpočtu.

Seznam doporučené odborné literatury:

KUČERA, J. Stručný úvod do mechaniky lomu. II. část. Únava materiálu. Skriptum VŠB-TU Ostrava 1994. ISBN 80-7078-244-7.
DOWLING, E.N. Mechanical Behavior of Materials. Prentice-Hall, INC. New Jersey 1993. ISBN 0-13-026956-5
WANG, Y.Y., YAO, W.X. A Multiaxial Fatigue Criterion for Various Metallic Materials under Proportional and Nonproportional Loading. In.: International Journal of Fatigue 28 (2006), pp. 401–468.
JING, L., ZHANG, Z.P., SUN, Q., LI, C.H., W., QIAO, Y.J. A New Multiaxial Fatigue Damage Model for Various Metallic Materials under the Combination of Tension and Torsion Loadings. In.: International Journal of Fatigue 31 (2009), pp. 776–781.

Formální náležitosti a rozsah diplomové práce stanoví pokyny pro vypracování zveřejněné na webových stránkách fakulty.

Vedoucí diplomové práce: **Dr. Ing. Ludmila Adámková**

Datum zadání: 13.12.2014
Datum odevzdání: 18.05.2015



doc. Ing. Radim Halama, Ph.D.
vedoucí katedry

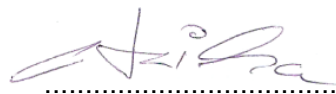


doc. Ing. Ivo Hlavatý, Ph.D.
děkan fakulty

Místopřísežné prohlášení studenta

Prohlašuji, že jsem celou diplomovou práci včetně příloh vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a uvedl jsem všechny použité podklady a literaturu.

V Ostravě 22. března 2015

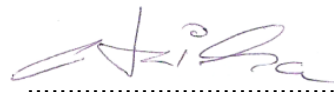


.....
podpis studenta

Prohlašuji, že

- jsem byl seznámen s tím, že na moji diplomovou práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména § 35 – užití díla v rámci občanských a náboženských obřadů, v rámci školních představení a užití díla školního a § 60 – školní dílo.
- beru na vědomí, že Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava (dále jen „VŠB-TUO“) má právo nevýdělečně ke své vnitřní potřebě diplomovou práci užít (§ 35 odst. 3).
- souhlasím s tím, že diplomová práce bude v elektronické podobě uložena v Ústřední knihovně VŠB-TUO k nahlédnutí a jeden výtisk bude uložen u vedoucího diplomové práce. Souhlasím s tím, že údaje kvalifikační práce budou zveřejněny v informačním systému VŠB-TUO.
- bylo sjednáno, že s VŠB-TUO, v případě zájmu z její strany, uzavřu licenční smlouvu s oprávněním užít dílo v rozsahu § 12 odst. 4 autorského zákona.
- bylo sjednáno, že užít své dílo – diplomovou práci nebo poskytnout licenci k jejímu využití mohu jen se souhlasem VŠB-TUO, která je oprávněna v takovém případě ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které byly VŠB-TUO na vytvoření díla vynaloženy (až do jejich skutečné výše).
- beru na vědomí, že odevzdáním své práce souhlasím se zveřejněním své práce podle zákona č. 111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů, bez ohledu na výsledek její obhajoby.

V Ostravě 22. března 2015



podpis

Jméno a příjmení autora práce:

Lukáš Obzina

Adresa trvalého pobytu autora práce:

Lipovská 1163, Jeseník 79001

ANOTACE DIPLOMOVÉ PRÁCE

OBZINA, L. *Kritéria multiaxiální únavy : diplomová práce*. Ostrava : VŠB – Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra aplikované mechaniky, 2015, 53 s. Vedoucí práce: Adámková, L.

Tato diplomová práce se zabývá studií únavové životnosti materiálu při multiaxiální únavě. V úvodu práce je seznámení s jednoosou únavou přecházející k víceosé únavě. V další části jsou rozpracovaná jednotlivá kritéria multiaxiální únavy převážně pro nízkocyklovou únavu pro určení predikce životnosti testovaného materiálu. Jelikož testované vzorky byly řízeny deformačně při neproporcionální nízkocyklové únavě byly i tato kritéria volena tak, aby odpovídala danému zatěžování. Poslední fáze práce se věnuje vyhodnocování jednotlivých zkoušek z odlišných zatěžovacích trajektorií v polovině životnosti součásti a následnému vyhodnocení určitými kritérii.

ANNOTATION OF MASTER THESIS

OBZINA, L. *Multiaxial fatigue criteria : Master's Thesis*. Ostrava : VŠB – Technical University of Ostrava, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Applied Mechanics, 2015, 53 p. Thesis head: Adámková, L.

This thesis deals with the study of fatigue life prediction of materials at multiaxial fatigue. The first part of the thesis introduces uniaxial fatigue going to multiaxial fatigue. The next part focuses on the elaboration of separate criteria of multiaxial fatigue mainly for low-cycle fatigue for the estimation of life prediction of testing material. Because the testing samples were controlled strained at non-proportional low-cycle fatigue, this criteria was also selected in order to correspond with the given loading. The last part of this thesis is devoted to evaluation of individual tests from different loading paths in the half of the life prediction of the component and following evaluation using specific criteria.

Poděkování

Velké poděkování patří mé vedoucí diplomové práce Dr. Ing. Ludmile Adámkové za odborné rady a trpělivost při vypracování této diplomové práce. Dále chci poděkovat katedře aplikované mechaniky za vstřícnost a ochotu při studiu. Nakonec největší poděkování patří mé rodině za podporu po celou dobu mého studia.

Obsah

| | strana |
|--|--------|
| Seznam použitých značek a symbolů..... | 9 |
| 0 Úvod | 11 |
| 1 Únava materiálu | 12 |
| 2 Únava materiálu při jednoosé napjatosti..... | 13 |
| 3 Fáze únavového poškození..... | 15 |
| 3.1 Změny mechanických vlastností materiálu | 15 |
| 3.1.1 Konstantní rozkmit deformace $\Delta\varepsilon=\text{konst.}$ | 17 |
| 3.1.2 Konstantní rozkmit napětí $\Delta\sigma=\text{konst.}$ | 19 |
| 3.2 Inicializace trhliny | 19 |
| 3.3 Šíření trhliny..... | 21 |
| 3.4 Lom..... | 21 |
| 4 Vliv víceosé napjatosti..... | 22 |
| 5 Multiaxiální kritéria | 25 |
| 5.1 Deformační kritéria..... | 25 |
| 5.1.1 Deformační přístup kritické roviny | 25 |
| 5.1.2 Deformačně-napětové přístupy kritické roviny | 27 |
| 5.2 Energetická kritéria | 28 |
| 6 Experiment..... | 30 |
| 6.1 Popis testovacího zařízení | 30 |
| 6.2 Popis testovaného vzorku | 30 |
| 6.3 Výsledky zkoušky..... | 31 |
| 6.3.1 Proporcionální namáhání tah-tlak a krut..... | 32 |
| 6.3.2 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut - čtverec | 33 |
| 6.3.3 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – trapez..... | 35 |
| 6.3.4 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – elipsa..... | 37 |
| 6.3.5 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – kruh..... | 39 |
| 6.4 Určení únavových parametrů z experimentu | 41 |

| | | |
|-------|--|----|
| 6.5 | Predikce životnosti | 45 |
| 6.5.1 | Deformační kritérium Kandil-Brown-Miller | 45 |
| 6.5.2 | Energetické kritérium Jiang-Sehitoglu | 47 |
| 6.6 | Porovnání kritérií | 49 |
| 7 | Závěr..... | 50 |
| 8 | Seznam použité literatura..... | 52 |

Seznam použitých značek a symbolů

| Symbol | Význam | Jednotka |
|----------------------|--|---------------------|
| b | Exponent únavové pevnosti | [-] |
| c | Exponent únavové tažnosti | [-] |
| k | Konstanta určená z tahové zkoušky | [-] |
| n' | Exponent cyklické pevnosti | [-] |
| A | Konstanta | [-] |
| B | Konstanta | [-] |
| E | Youngův modul pružnosti v tahu | [MPa] |
| F_p | Únavový parametr | [MPa] |
| J | Materiálová konstanta | [-] |
| K' | Modul cyklického zpevnění | [MPa] |
| K_{Ic} | Kritický faktor intenzity | [-] |
| N_f | Počet cyklů do lomu | [-] |
| $2N_M$ | Počet cyklů na mezi stability | |
| | statické deformační křivky | [-] |
| $2N_T$ | Tranzientní počet půlcyklů | [-] |
| R_e | Mez kluzu v tahu | [MPa] |
| R_m | Mez pevnosti v tahu | [MPa] |
| S | Konstanta určená z tahové zkoušky | [-] |
| T_σ | Tenzor napětí | [MPa] |
| W | Hustota deformační energie na kritické rovině | [Jm ⁻³] |
| α | Úhel kritické roviny | [rad] |
| γ_a | amplituda smykové deformace | [-] |
| γ_f' | Součinitel únavové tažnosti ve smyku | [-] |
| γ_{xy} | Smyková deformace v rovině XY | [-] |
| γ_α | Smyková deformace na kritické rovině | [-] |
| $\Delta\gamma_1$ | Rozkmit smykové deformace v rovině ε_1^{MAX} | [-] |
| $\Delta\gamma$ | Rozkmit smykové deformace | [-] |
| $\Delta\gamma_{MAX}$ | Maximální rozkmit smykové deformace | |
| | na kritické rovině | [-] |
| $\Delta\gamma_{xy}$ | Rozkmit smykové deformace na rovině XY | [-] |

| | | |
|---|---|-------|
| $\varepsilon_a, \varepsilon_{ae}, \varepsilon_{ap}$ | Celková, elastická, plastická složka amplitudy normálové deformace | [-] |
| ε_f' | Součinitel únavové tažnosti | [-] |
| $\varepsilon_x, \varepsilon_y$ | Normálová deformace ve směru X, Y | [-] |
| ε_α | Normálová deformace na kritické rovině | [-] |
| $\Delta\varepsilon_1$ | Rozkmit hlavní deformace | [-] |
| $\Delta\varepsilon$ | Rozkmit normálové deformace | [-] |
| $\Delta\varepsilon_n$ | Rozkmit normálové deformace na kritické rovině | [-] |
| $\Delta\varepsilon_x$ | Rozkmit normálové deformace ve směru X | [-] |
| λ | Poměr smykové a normálové deformace | [-] |
| μ | Poissonovo číslo | [-] |
| σ_a | Amplituda normálového napětí | [MPa] |
| σ_c | Mez únavy ve střídavém ohybu | [MPa] |
| σ_f' | Únavová pevnost | [MPa] |
| σ_m | Střední normálové napětí | [MPa] |
| σ_{nm} | Střední normálové napětí na kritické rovině | [MPa] |
| $\sigma_{n,MAX}$ | Maximální normálové napětí na kritické rovině | [MPa] |
| $\sigma_{x,y}$ | Normálové napětí ve směru X, Y | [MPa] |
| σ_α | Normálové napětí na kritické rovině | [MPa] |
| $\Delta\sigma_1$ | Rozkmit normálového napětí v rovině ε_1^{MAX} | [MPa] |
| $\Delta\sigma_n$ | Rozkmit normálového napětí v rovině γ_{MAX} | [MPa] |
| τ_a | Amplituda smykového napětí | [MPa] |
| τ_c | Mez únavy v pulsujícím krutu | [MPa] |
| τ_f' | Únavová pevnost ve smyku | [MPa] |
| τ_m | Střední hodnota smykového napětí | [MPa] |
| τ_{xy} | Smykové napětí v rovině XY | [MPa] |
| τ_α | Smykové napětí na kritické rovině | [MPa] |
| $\Delta\tau$ | Rozkmit smykového napětí v kritické rovině | [MPa] |
| $\Delta\tau_1$ | Rozkmit smykového napětí v rovině ε_1^{MAX} | [MPa] |
| φ | Fázový rozdíl mezi ohybem a krutem | [rad] |

0 Úvod

Tato diplomová práce se zabývá kritérii multiaxiální únavy materiálu doplněná o experiment vzorků s různými trajektoriemi zátěže. Experiment byl prováděn pro nízkocyklovou únavu neboli byl řízen deformačně pro proporcionální a neproporcionální namáhání vzorků. Nejprve se ale seznámíme s problematikou únavy materiálu při jednoosém namáhání, dále pak přejdeme k víceosé napjatosti, která se vyskytuje v každém strojním zařízení či konstrukcích. Následně bude rozbor kritérií multiaxiální únavy pro nízkocyklovou únavu. Tyto kritéria obsahují převážně deformační členy a pro náš experiment budou vhodná. Jelikož těchto kritérií je nespočet, budou vybráni jednotliví zástupci těchto kritérií, která budou dále rozdělena podle přístupu ovlivňujícího parametru (deformace, energie). V neposlední řadě bude prováděn rozbor jednotlivých zkoušek vzorků s vytvořením hysterezních smyček v polovině životnosti a následným vyhodnocením dat získaných z experimentu a posouzením výsledků výpočtu vybraných kritérií s naměřenými hodnotami.

1 Únava materiálu

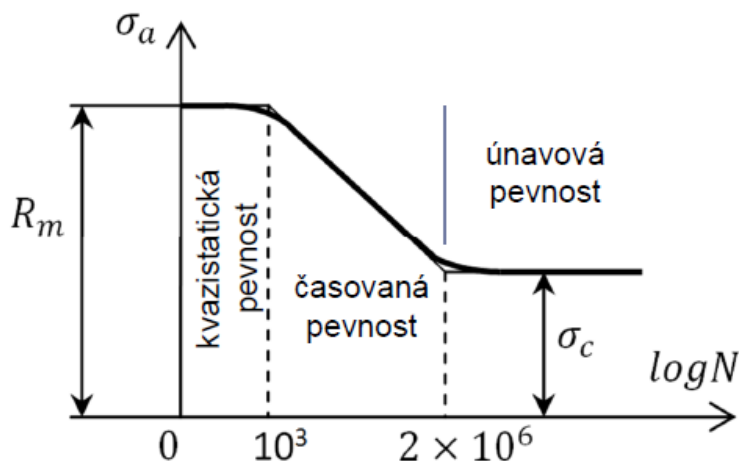
Většina částí strojů a ocelových konstrukcí podléhá namáhání časově proměnlivými silami. Toto časově proměnlivé namáhání vede ke vzniku lomu, i když je maximální napětí nižší než konvekční mez kluzu materiálu R_e . Při tomto cyklickém zatěžování dochází k postupnému porušování materiálu až do vzniku únavového lomu. Tento proces byl nazván jako únava materiálu. Únava materiálu ovlivňuje životnost každé součásti stroje a toto může vést k havarijním stavům jako např. pád letadla Embraer 120 ER Brasilia, kde došlo k únavovému lomu na jedné z lopatek vrtule a následnému pádu. Ve všech reálných součástech strojů či konstrukcí se projevuje převážně víceosá napjatost. Tato problematika byla zkoumána už od počátku 20. století a byly experimentálně vytvořené multiaxiální kritéria pro určení životnosti součástí.



Obr. 1.1 Pád letadla letu číslo 529 [1]

2 Únava materiálu při jednoosé napjatosti

Pro charakteristiku únavy materiálu hraje největší roli křivka životnosti označována jako Wöhlerova křivka. O tuto charakteristiku, která posloužila dalším badatelům při zkoumání únavových vlastností materiálu, se zasloužil August Wöhler svým experimentálním vyšetřováním poruch kolejnic při cyklickém zatěžování [3].



Obr. 2.1 Wöhlerova křivka [2]

Wöhlerova křivka udává závislost amplitudy napětí σ_a na počtu cyklů N_f do lomu. Z křivky je patrné, že při vzrůstajícím počtu cyklů klesá hodnota amplitudy napětí na hranici meze únavy materiálu. Podle počtu cyklů je křivka rozdělena na oblast nízkocyklové únavy (dále jen NCÚ), která je nejčastěji sledována v rozmezí $N_f=10^3-10^4$ cyklů a dochází zde k plastické deformaci v celém objemu tělesa při vzniku mikrotrhlin a oblast vysokocyklové únavy (dále jen VCÚ), která dosahuje vyšší životnosti než je 10^5 cyklů a plastické deformace se kumulují v místě iniciace trhlin. Wöhlerovu křivku dále dělíme do tří kategorií. Na oblast kvazistatické pevnosti, kde počet cyklů je malý do 10^3 . Časová oblast, v níž amplituda napětí klesá a dochází k omezení životnosti. Nachází se zde jednak NCÚ ale také VCÚ. Poslední oblast, kde amplituda napětí je neměnná, hovoříme o tzv. neomezené životnosti. V této oblasti dochází pouze k VCÚ. Pro oblast NCÚ a VCÚ lze životnost testovaného vzorku pro jednoosé namáhání vyjádřit pomocí Basquinového vztahu [3]:

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b, \quad (2.1)$$

kde σ'_f je součinitel cyklické pevnosti a b je exponent cyklické pevnosti.

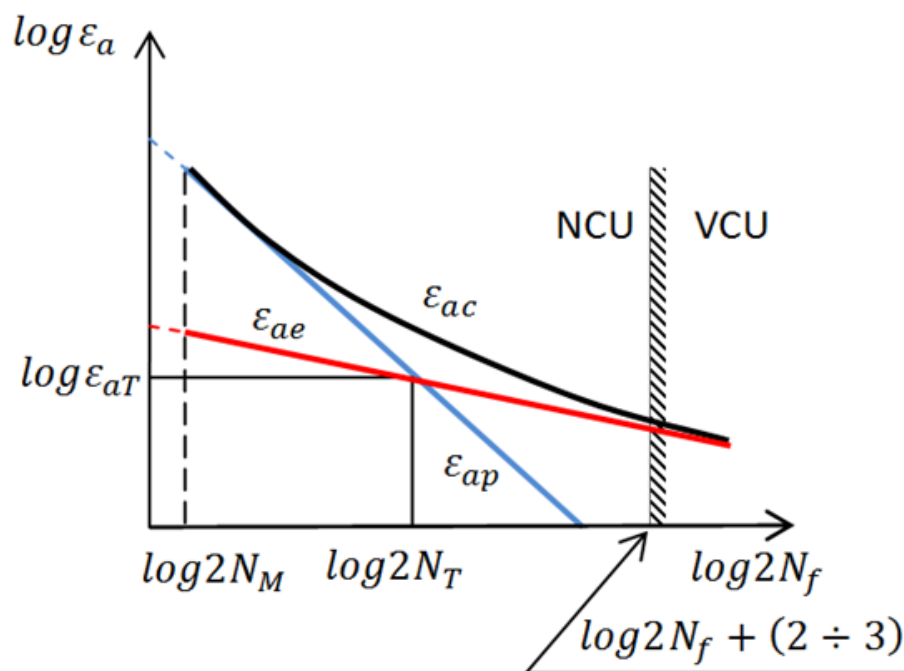
Další důležitá křivka charakterizující jednoosou napjatost při cyklickém namáhání v NCÚ je Manson-Coffinova křivka. Manson a Coffin nezávisle na sobě vyjádřili závislost mezi amplitudou plastické deformace a počtem cyklů do lomu [3]:

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon_f' (2N_f)^c, \quad (2.2)$$

kde ε_f' je součinitel únavové tažnosti, který je dán extrapolací ε_{ap} v prvním zátěžném cyklu ($2N_f=1$) a c je exponent únavové tažnosti.

V závislosti mezi amplitudou celkové deformace ε_{ac} a životností součásti lze Manson-Coffinův vztah vyjádřit [3]:

$$\varepsilon_{ac} = \varepsilon_f' (2N_f)^c + \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b. \quad (2.3)$$



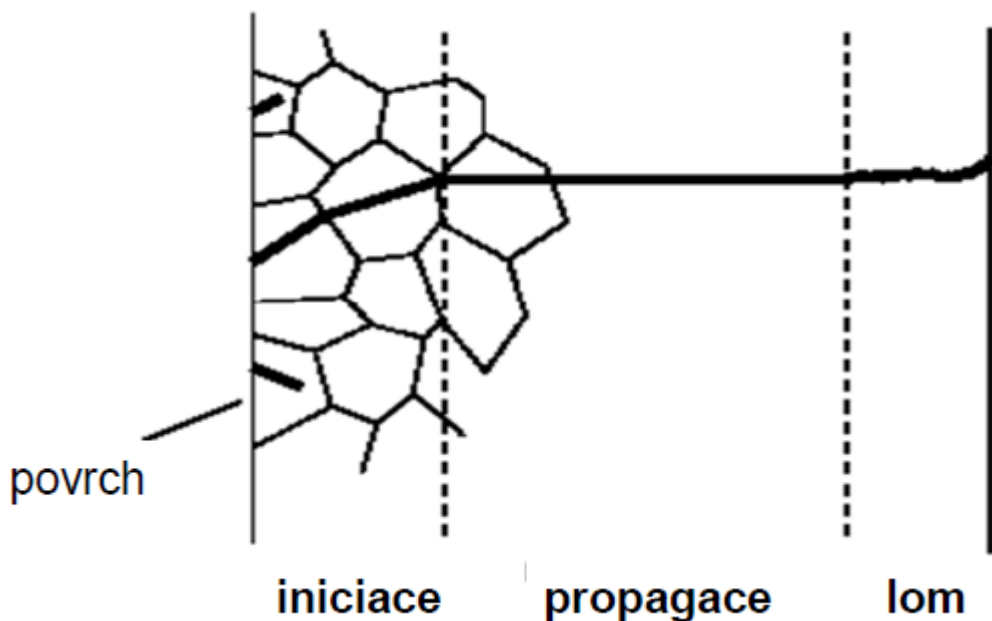
Obr. 2.2 Křivky životnosti [2]

V logaritmických souřadnicích je Manson-Coffinova a Basquinova křivka zobrazena jako přímka. Průsečík těchto přímek pak odděluje oblast plastické únavy od oblasti elastické únavy. V průsečíku se nachází tranzientní počet půlcyklů $2N_T$ pro $\varepsilon_{ae} = \varepsilon_{ap} = \varepsilon_{aT}$. $2N_M$ pak znázorňuje počet půlcyklů, jež odpovídá amplitudě plastické deformace na hranici stability.

3 Fáze únavového poškození

Únavový lom je výsledkem inicializace trhliny, což vede k dalšímu šíření trhliny do mezního stavu materiálu. Tyto fáze lze rozdělit do čtyř skupin [3].

- Změny mechanických vlastností materiálu
- Inicializace trhliny
- Šíření trhliny
- Lom

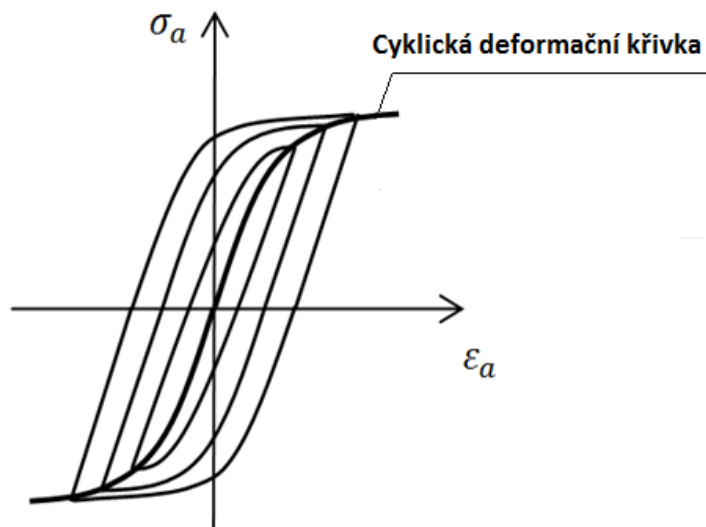


Obr. 3.1 Stádia únavového poškození [2]

Jednotlivá stádia životnosti nemají vytyčené hranice, tudíž může docházet k prolínání jednotlivých fází.

3.1 Změny mechanických vlastností materiálu

Při cyklickém namáhání, kde napětí a deformace přesahuje mez kluzu materiálu, dochází ke změnám vlastností materiálu jednak mechanických ale i fyzikálních např. změna hustoty. Změna mechanických vlastností materiálu se projevuje změnami hysterezních smyček. Vrcholy jednotlivých hysterezních smyček při různé hodnotě amplitudy napětí, můžeme proložit křivkou, která se nazývá cyklická deformační křivka viz. obr. 3.2.

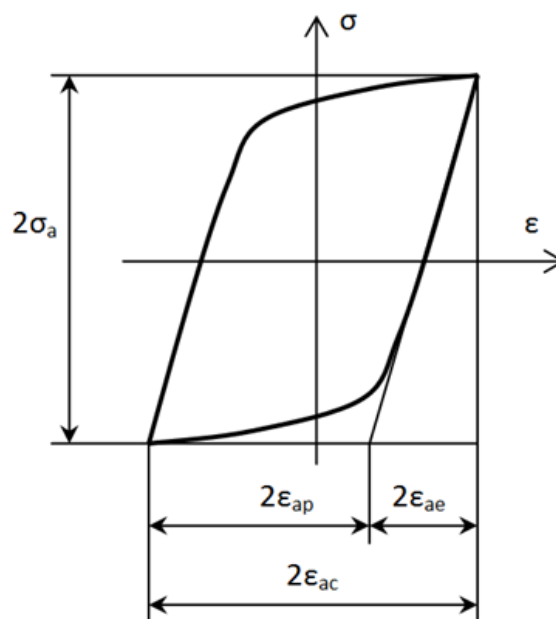


Obr. 3.2 Ustálená cyklická deformační křivka [3]

V celém rozsahu životnosti tuto křivku aproximujeme pomocí vztahu (3.1).

$$\sigma_a = \sigma_f' \left(\frac{\varepsilon_{ap}}{\varepsilon_f'} \right)^{n'} = K' \varepsilon_{ap}^{n'} \quad (3.1)$$

Kde K' je modul cyklického zpevnění a n' je exponent cyklického zpevnění. Dále σ_f' nám vyjadřuje součinitele cyklické pevnosti a ε_f' součinitele únavové tažnosti. Tento vztah nám také určuje závislost amplitudy napětí na plastické deformaci. Toto lze využít u ustálené hysterezní smyčky viz obr. 3.3, kde výška hysterezní smyčky nabývá dvojnásobné hodnoty amplitudy napětí a šířka dvojnásobku amplitudy plastické deformace.



Obr. 3.3 Ustálená hysterezní smyčka [3]

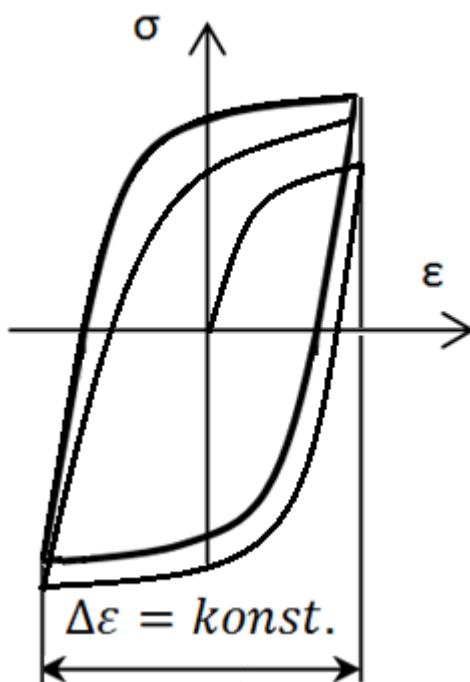
Tato hysterezní smyčka platí pouze pro jednoosou napjatost. Pro náš případ víceosé napjatosti je za potřebí pro určení predikce životnosti volit vhodná multiaxiální kritéria, která budou rozebrána v kapitole 5.

Podle způsobu namáhání testovaného vzorku a jeho odezvě na cyklické namáhání rozdělujeme dva idealizované stavy [3].

- Konstantní rozkmit deformace $\Delta\varepsilon = \text{konst.}$
- Konstantní rozkmit napětí $\Delta\sigma = \text{konst.}$

3.1.1 Konstantní rozkmit deformace $\Delta\varepsilon = \text{konst.}$

Konstantní rozkmit deformace neboli v literatuře označováno také jako tvrdé zatěžování. Tento idealizovaný stav byl použit při našem testování vzorků při NCÚ.

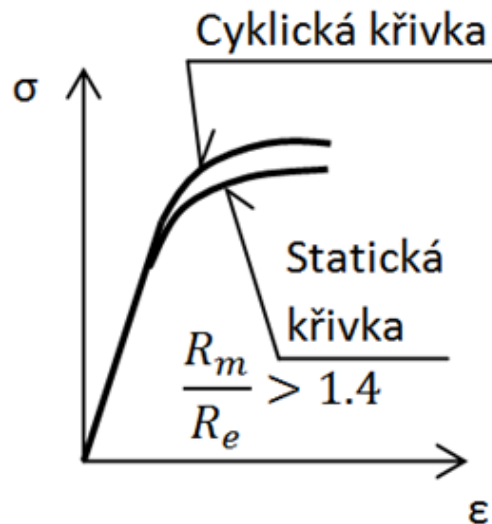


Obr. 3.4 Tvrdé zatěžování [3]

U NCÚ při tvrdém zatěžování se chování materiálu vyznačuje uzavřenou hysterezní smyčkou, jež při prvním zátěžném cyklu je charakteristika napěťo-deformační závislosti brána podle statické křivky. Z obrázku 3.3 je pak zřejmý výpočet celkové deformace ε_{ac} .

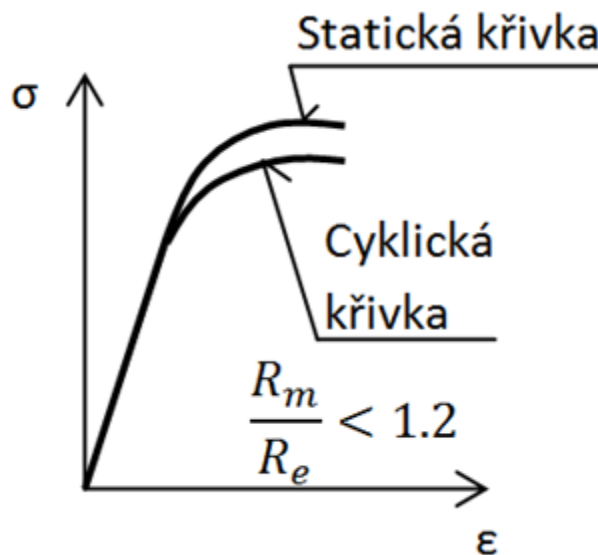
$$\varepsilon_{ac} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.2)$$

Při dalším zatěžování materiálu dochází ke změně mechanických vlastností a to buď zpevňování, nebo změkčování. Při zpevňování vrcholy jednotlivých hysterezních smyček nabývají větší hodnoty amplitudy napětí. Tudíž tato cyklická křivka bude nad křivkou statickou.



Obr. 3.5 Cyklické zpevňování [3]

V opačném případě amplituda napětí klesá, a proto je tato cyklická křivka pod křivkou statickou.



Obr. 3.6 Cyklické změkčování [3]

Experimenty prokázaly, že materiály, jež jsou předem zpevněné, prochází při únavovém procesu k cyklickému změkčování. A naopak měkké materiály se při únavovém procesu cyklicky zpevňují [3].

3.1.2 Konstantní rozkmit napětí $\Delta\sigma = \text{konst.}$

Konstantní rozkmit napětí je v literatuře označován jako měkké zatěžování. Pro náš případ byl tento stav nepoužitelný, proto ho nebudeme dále rozebírat.

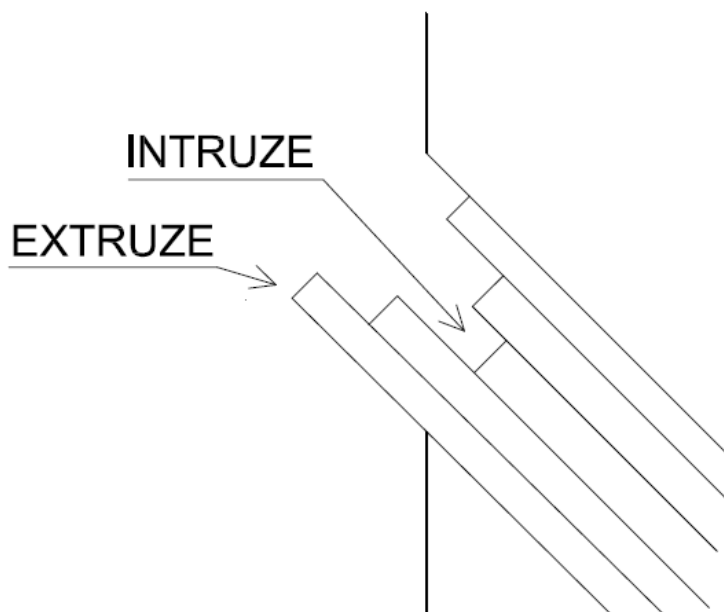
Nejdůležitější činitel v obou idealizovaných stavech je složka středního napětí σ_m . Pokud tato složka je rovna nule, oba popsané případy vedou ke stejné životnosti za využití stejných empirických vzorců. Pokud ale střední napětí bude nenulové, dojde k tzv. cyklickému tečení. Toto vede k výraznému ovlivnění životnosti a je nepřipustné u dimenzovaných konstrukcí [3].

3.2 Inicializace trhliny

K inicializaci únavových trhlin dochází převážně na povrchu testovaného vzorku nežli uvnitř. V důsledku technologických operací vznikají na povrchu tělesa nerovnosti, dále také povrch může být narušen korozí nebo mechanickým poškozením, které vede k akumulaci maximálního napětí na povrchu tělesa. Tyto faktory mají pak vliv na celkovou životnost tělesa. K inicializaci trhliny může docházet i vně vzorku z důsledků tepelného namáhání. Inicializační místa trhlin rozlišujeme na tři typy [3]:

- únavová skluzová pásma
- hranice krystalických zrn
- rozhraní matrice a inkluze.

První typ inicializačního místa je nejčastější a vyskytuje se při únavovém poškození jednofázových kovů. Tvorba skluzových pásem může přecházet až k inicializaci v blízkosti hranic zrn. Inicializují se zde tzv. perzistentní skluzová pásma (dále jen PSP), která jsou orientována pod úhlem 45° vůči největšímu hlavnímu napětí. Při zvyšujícím se počtu zátěžných cyklů dochází ke změně povrchu tělesa, jenž je tvořen intruzemi a extruzemi. V kořenech intruzí dochází k lokální koncentraci napětí, které má za následek tvorbu mikrotrhlin a následné šíření trhliny do hloubky materiálu.



Obr. 3.7 Schématické znázornění intruze a extruze

Na hranici krystalických zrn je omezena spojitost deformací. Pro inicializační místo se uplatňuje spíše při vyšších hodnotách amplitudy deformace nebo při vyšší teplotě.

U vysoce pevných ocelí bývá inicializační místo trhliny inkluze. Dochází ke koncentraci napětí na fázovém rozhraní mezi matricí a inkluzí z důvodu rozdílných hodnot elastického modulu, koeficientu teplotní roztažnosti a poklesu povrchové energie.

Při průmyslově využívaných materiálech může docházet k inicializaci trhliny dávno před dosažení saturovaného stavu, tedy před uzavřením hysterezní smyčky a to proto, že materiál obsahuje defekty, které můžeme považovat už za mikrotrhlinu.

Úpravou povrchu tělesa můžeme dobu inicializace trhliny prodloužit a to tím, že zvýšíme hodnotu smykového modulu G a meze kluzu R_e např. chemicko-tepelným zušlechťením materiálu.

3.3 Šíření trhliny

Pro šíření únavových trhlin při cyklickém zatěžování bývá vnější napětí působící na vzorek mnohem menší, než je stanovená mez kluzu materiálu. Šíření trhliny je zapříčiněno koncentrací napětí na čele trhliny.

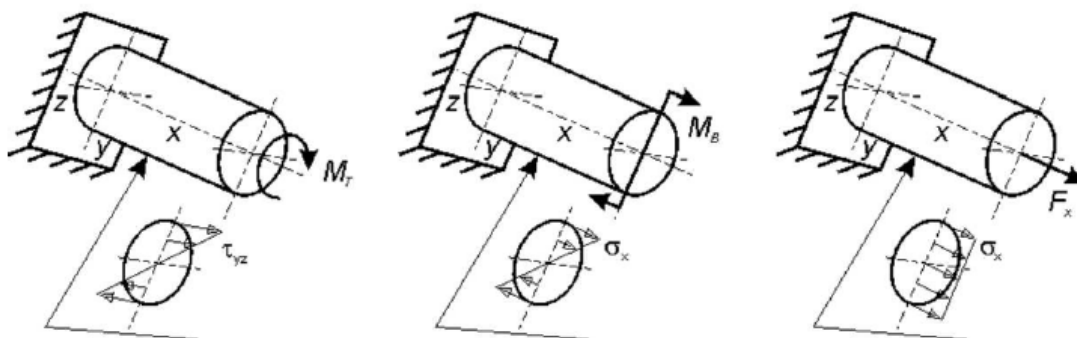
Podle délky se trhliny pak rozděluji na krátké a magistrální. Krátké trhliny jsou ve fázi vzniku a začínajícího růstu. Velikost těchto trhlin je srovnatelná s velikostí zrna a šíří se v rovinách maximálního smykového napětí. Šíření těchto trhlin je ovlivněno strukturníma bariérama např. hranicemi zrn. Tyto bariéry mohou většinu trhlin buď úplně zastavit, nebo dále roste jen jedna trhlina, kterou nazýváme magistrální trhlinou [3].

3.4 Lom

Poslední fází únavového poškození je konečný náhlý lom. Dojde natolik k zmenšení nosného průřezu, až dojde k porušení součásti. K lomu dochází, pokud je dosaženo kritického faktoru intenzity napětí K_{IC} . Charakter tohoto lomu se liší podle provozní teploty a také odolnosti materiálu proti křehkému lomu.

4 Vliv víceosé napjatosti

V reálných součástech strojů a ocelových konstrukcích dochází k namáhání víceosou napjatostí, která může vést k havarijním stavům. K základním typům namáhání patří krut, ohyb a tah, které jsou vyobrazeny na obr. 4.1.

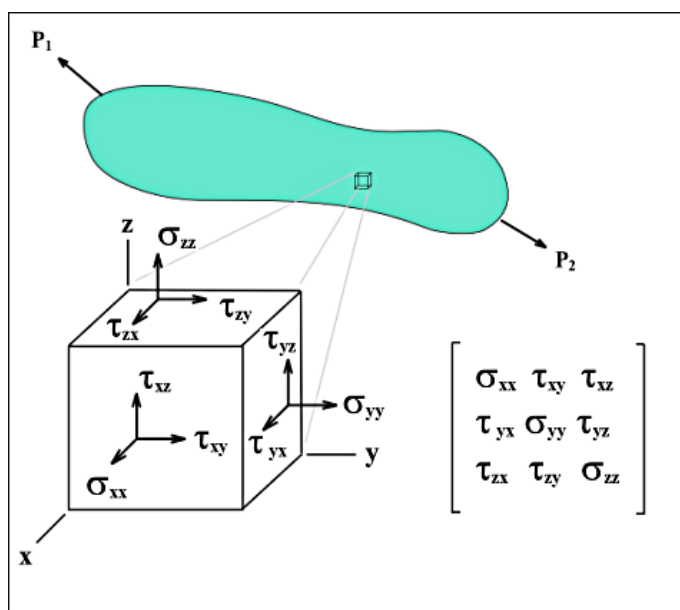


Obr. 4.1 Základní typy namáhání (krut, ohyb, tah) [4]

Napjatost lze jednoznačně matematicky vyjádřit pomocí symetrického tenzoru 2. řádu neboli tenzoru napětí T_σ (4.1) aplikací na elementární objem tělesa viz obr. 4.2, na který působí vnější i vnitřní síly.

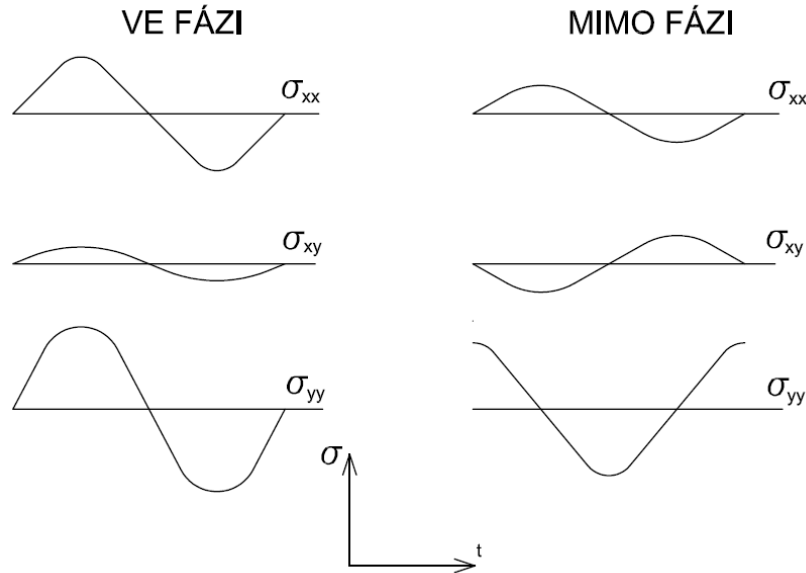
$$T_\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

Kde na hlavní diagonále jsou složky normálového napětí a zbylé složky jsou smyková napětí.



Obr. 4.2 Napjatost na elementárním objemu tělesa [5]

Jednotlivé složky tenzoru napjatosti mohou být buď soufázové nebo mimofázové viz obr. 4.3. Z výzkumu je dokázáno, že při působení soufázového napětí dochází ke zkrácení životnosti, což bylo ověřeno testováním hřídelů při kombinovaném namáhání (ohyb, krut) [3].



Obr. 4.3 Složky tenzoru napjatosti

U víceosého namáhání lze únavový cyklus popsat pomocí uzavřené zátěžné trajektorie. Tyto trajektorie se liší od způsobu zatížení, asymetrie zatížení a také fázovým posuvem. Nejčastěji se setkáváme se sinusovým harmonickým zatěžováním. V našem případě se na vzorek aplikují sinusově působící napětí tah-tlak a krut, které budou navzájem fázově posunuty o úhel φ . Rozkmit deformace je možné popsat tenzorem přetvoření [6]:

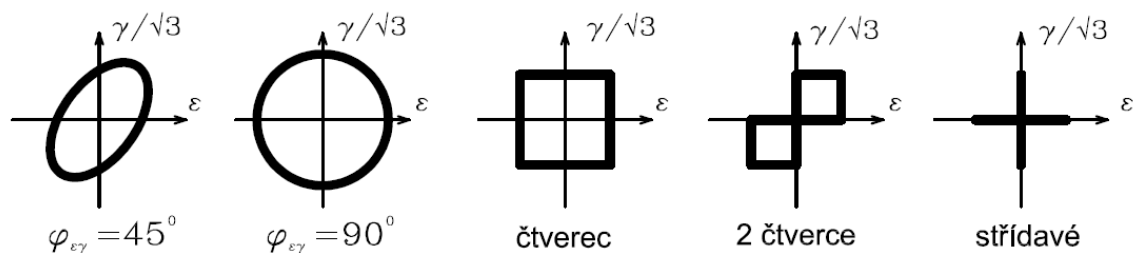
$$\Delta \varepsilon_{ij} = \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_x & \frac{1}{2} \Delta \gamma_{xy} & 0 \\ \frac{1}{2} \Delta \gamma_{xy} & -\mu \Delta \varepsilon_x & 0 \\ 0 & 0 & -\mu \Delta \varepsilon_x \end{bmatrix}. \quad (4.2)$$

V našem případě byl experiment prováděn při neproporcionálním zatěžování s různými fázovými posuvy, řízen deformačně. Jelikož průběh deformací byl sinusový tak dopočet rozkmitu smykové deformace vychází ze vzorce (4.3) a obdobně výpočet rozkmitu normálové deformace ze vztahu (4.4) [6].

$$\Delta \gamma_{xy} = \frac{\Delta \gamma}{2} \sin(\omega t - \varphi) \quad (4.3)$$

$$\Delta \varepsilon_x = \frac{\Delta \varepsilon}{2} \sin \omega t \quad (4.4)$$

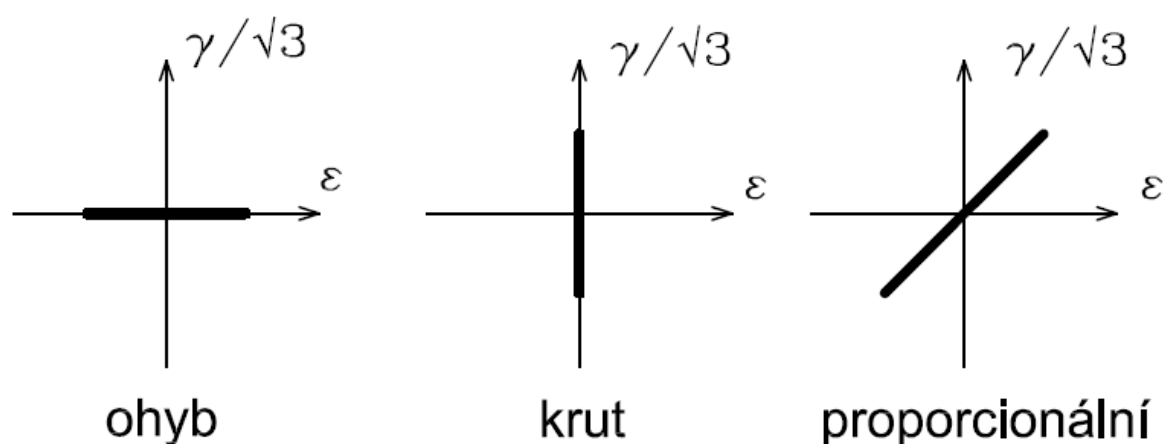
Kde φ představuje fázový posun mezi tahovou složkou a smykovou. Podle velikosti pak fázový posuv ovlivňuje tvar zátěžné cesty. Pro $\varphi=90^\circ$ bude vytvořena zátěžná trajektorie v podobě kružnice a pro $\varphi=45^\circ$ nám bude tvořit elipsu, jež jsou vyobrazeny na obr. 4.4.



Obr. 4.4 Zátěžné trajektorie

U víceosého namáhání dochází ke změnám složek tenzoru napětí proporcionálně a také neproportionálně. Proportionální namáhání je vyobrazeno na obr. 4.5.

Při proporcionálním namáhání nedochází ke změnám směru hlavních napětí, pouze jejich velikosti. V opačném případě se jedná o namáhání neproportionální, které je komplikovanější z důvodu proměnného poměru mezi jednotlivými složkami napětí v průběhu zátěžného cyklu. Neproportionální namáhání je charakteristické svou zátěžovou trajektorií a to ve formě křivky, nebo lomené čáry viz obr. 4.4 [4].



Obr. 4.5 Proportionální namáhání

5 Multiaxiální kritéria

Predikce životnosti při víceosé únavě je dosti komplikovanější oproti jednoosé. Je zde zapotřebí zvolit vhodné multiaxiální kritérium. Při volbě multiaxiálního kritéria je důležité uvědomit si, že smyková složka napětí má velký vliv na inicializaci trhliny a složky normálového napětí zase na šíření trhliny.

Problematikou multiaxiální únavy se zabývali od 30. let 20. století vědci Goughem a Pollard. V pozdějších letech se do problematiky víceosé únavy vložili vědci Sines a Frindley. Jejich výzkum se týkal převážně VCÚ, kde růst trhliny je řízen lokální elastickou deformací, tudíž kritéria VCÚ obsahují převážně napěťové členy [4].

My se ale budeme zabývat problematikou NCÚ, kde na růst trhliny má největší vliv lokální plastická deformace na čele trhliny. NCÚ tedy obsahuje převážně deformační členy. Multiaxiální kritéria NCÚ je možné rozložit do dvou hlavních skupin na deformační a energetická kritéria

5.1 Deformační kritéria

V NCÚ dochází k lomu vzorku při 10^3 - 10^5 cyklů, proto se deformační kritéria nejlépe hodí pro posuzování životnosti NCÚ, jelikož uvažují s plastickou únavou. Samozřejmě se tyto kritéria osvědčila i v oblasti VCÚ z důvodu, že se zde vyskytují i přístupy kritické roviny.

5.1.1 Deformační přístup kritické roviny

Přístup kritické roviny se osvědčil v řadě testovaných vzorků pro určení životnosti. Lze využít pro případ proporcionálního či neproporcionálního zatěžování. Skládá se z více kritérií, které si rozebereme v následujícím textu, v nichž řídicím parametrem je deformace.

- **Brown-Millerovo kritérium**

V tomto kritériu je brána kritická rovina, v níž se vyskytuje maximální hodnota smyková deformace. Brown-Millerovo kritérium je popsáno vztahem [6]:

$$\frac{\Delta\gamma_{MAX}}{2} = \frac{\tau_f'}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N_f)^{c\gamma}. \quad (5.1)$$

- **Kandil-Brown-Millerovo kritérium**

Jedná se o obdobu Brown-Millerova kritéria, v němž jsou zahrnuty složky normálové, tak i smykové deformace. Kritérium je vyjádřeno vztahem [7]:

$$\frac{\Delta\bar{\gamma}}{2} = \left(\frac{\Delta\gamma_{MAX}^\alpha}{2} + S\Delta\varepsilon_n^\alpha \right)^{\frac{1}{\alpha}} = f(N_f), \quad (5.2)$$

kde γ_{MAX} je maximální amplituda zkosení, S je materiálová konstanta, která vyjadřuje vliv ε_n na růst trhliny a určuje se z dat tahové zkoušky a $\Delta\varepsilon_n$ je rozkmit normálové deformace na kritické rovině.

Pro určení životnosti lze vyjádření Kandil-Brown-Millerova kritéria psát ve tvaru:

$$\frac{\Delta\bar{\gamma}}{2} = \left(\frac{\Delta\gamma_{MAX}^\alpha}{2} + S\Delta\varepsilon_n^\alpha \right)^{\frac{1}{\alpha}} = \frac{\tau_f'}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N_f)^{c\gamma}, \quad (5.3)$$

kde G je modul pružnosti ve smyku, τ_f' součinitel únavové pevnosti ve smyku, γ_f' součinitel únavové tažnosti ve smyku a c_γ , b_γ jsou materiálové konstanty únavové tažnosti ve smyku. $2N_f$ znázorňuje počet půlcyklů do lomu.

- **Wang-Brownovo kritérium**

Toto kritérium vzniklo úpravou Kandil-Brown-Millerova kritéria při zahrnutí vlivu středního napětí [8].

$$\frac{\Delta\bar{\gamma}}{2} = \frac{\Delta\gamma_{MAX}}{2} + S\Delta\varepsilon_n = f(N_f) \quad (5.4)$$

Životnost vzorku lze pak určit z následujícího vztahu:

$$\frac{\Delta\gamma_{MAX}}{2} + S\Delta\epsilon_n = A \frac{\sigma_f' - 2\sigma_{nm}}{E} (2N_f)^b + B\epsilon_f' (2N_f)^c, \quad (5.5)$$

kde σ_{nm} je střední normálové napětí na rovině maximálního smyku a konstanty A a B jsou vyjádřeny pomocí vztahu (5.6, 5.7).

$$A = 1.3 + 0.7S \quad (5.6)$$

$$B = 1.5 + 0.5S \quad (5.7)$$

- **Shang-Wangovo kritérium**

Vychází se z Manson-Cofinova vztahu, kde se uvažují hodnoty amplitudy napětí a deformace podle hypotézy HMM pro využití při víceosém namáhání. Toto kritérium je spíše použitelné pro případ proporcionálního zatížení nebo soufázového. Při aplikaci na neproportionální zatěžování nám toto kritérium dává zkreslené hodnoty [9].

$$\left[\frac{1}{3} \left(\frac{\Delta\gamma_{MAX}}{2} \right)^2 + \Delta\epsilon_n^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \frac{\sigma_f' - \sigma_{nm}}{E} (2N_f)^b + \epsilon_f' (2N_f)^c \quad (5.8)$$

5.1.2 Deformačně-napětové přístupy kritické roviny

Využití těchto kritérií je jednak pro NCÚ ale také i pro VCÚ na rozdíl od deformačních kritérií. Hlavním členem deformačně- napětových kritérií je deformace jako řídící prvek a až po tom napětí. Střední normálové napětí může mít velkou roli na životnost součásti, a proto je zde zahrnut i jeho vliv. Rozhodující je směr tohoto napětí na kritickou rovinu.

- **Fatemi-Socieho kritérium**

Fatemi-Socieho kritérium je velice používané a má velké uplatnění pro smykový mód poškození. Formulace tohoto kritéria je následovná [10]:

$$\frac{\Delta\gamma}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{n,MAX}}{R_e} \right) = f(N_f), \quad (5.9)$$

kde $\Delta\gamma$ je rozkmit smykové deformace, k znázorňuje materiálovou konstantu určenou z dat tahové a krutové zkoušky a $\sigma_{n,MAX}$ je maximální normálové napětí na kritické rovině.

Pro určení životnosti vzorku lze rovnici (5.9) psát ve tvaru:

$$\frac{\Delta\gamma}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{n,MAX}}{R_e} \right) = \frac{\tau_f}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N_f)^{c\gamma}. \quad (5.10)$$

5.2 Energetická kritéria

Kritéria obsažené v energetické skupině vycházejí z předpokladu, že rozhodující vliv na životnost součásti má celková energie akumulovaná do okamžiku lomu. Pro jeden zátěžný cyklus odpovídá tato energie ploše hysterezní smyčky. Jelikož se pohybujeme v oblasti NCÚ budou tyto kritéria pro nás vhodná. Pro oblast VCÚ nelze tyto kritéria využít z důvodu úzké hysterezní smyčky.

- **Smith-Watson-Topperovo kritérium**

V tomto kritériu je uvažováno, že na únavovou životnost materiálu má největší vliv rozkmit maximální hodnoty hlavní deformace $\Delta\varepsilon_1$, a také maximální hodnota normálového napětí $\sigma_{n,MAX}$ působící v rovině maximální deformace. Smith-Watson-Topperovo kritérium se uvádí ve tvaru [11]:

$$\sigma_{n,MAX} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \sigma_f' (2N_f)^b \left[\frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \right], \quad (5.11)$$

kde σ_f' je únavová pevnost, ε_f' je únavová tažnost, exponenty b , c vyjadřují únavovou pevnost a tažnost materiálu.

- **Chenovo kritérium**

V případě Chenova kritéria se uvažují dva případy zatěžování. První případ je proporcionální zatěžování, kde maximální rozkmit normálové deformace a normálového napětí jsou ve fázi, tudíž složka deformace a napětí je nulová. V druhém případě se jedná o neproporcionální zatěžování, které vede na vysoké hodnoty v maximální smykové rovině deformace. Toto kritérium má dva vztahy jednak pro tah a dále pro smyk [12].

Tah:

$$W = \Delta\varepsilon_1 \Delta\sigma_1 + \Delta\gamma_1 \Delta\tau_1 \quad (5.12)$$

Smyk:

$$W = \Delta\gamma_{MAX} \Delta\tau + \Delta\varepsilon_n \Delta\sigma_n \quad (5.13)$$

Ve vztazích (5.12, 5.13) je vyjádřena hustota deformační energie v kritické rovině W , dále rozkmit největší hlavní normálové deformace $\Delta\varepsilon_1$, rozkmit maximální smykové deformace $\Delta\gamma_{MAX}$, rozkmit normálového napětí, smykové deformace a smykové napětí $\Delta\sigma_1$, $\Delta\gamma_1$, $\Delta\tau_1$ v rovině ε_1 . Rozkmit smykového napětí, normálového napětí a normálové deformace $\Delta\tau$, $\Delta\sigma_n$, $\Delta\varepsilon_n$ jsou v rovině největší smykové deformace.

- **Jiang-Sehitogluovo kritérium**

Jiang-Sehitogluovo kritérium vychází z kritické roviny a únavový parametr tohoto kritéria je následující [13]:

$$FP = \langle \sigma_{MAX} \rangle \frac{\Delta\varepsilon}{2} + J \Delta\tau \Delta\gamma, \quad (5.14)$$

kde rozkmit normálové deformace, smykové deformace, smykového napětí a maximálního napětí je $\Delta\varepsilon$, $\Delta\gamma$, $\Delta\tau$, σ_{MAX} . Všechny tyto parametry jsou uvažovány na jedné rovině, ve které je únavový parametr největší. J představuje materiálovou konstantu.

Jestli materiálová konstanta bude rovna nule $J=0$, tak rovnice (5.14) bude odpovídat parametru SWT pro jednoosou únavu s vlivem středního napětí. Konstantu J lze určit NCÚ zkouškou kroucením.

6 Experiment

Součástí diplomové práce byla zkouška vzorků slitiny hliníku 2124T851. Vzorky byly cyklicky zatěžovány na tah-tlak a krut při NCÚ s fázovými posuvy φ mezi složkou tahovou a smykovou, tudíž se jednalo o neproporcionální zatěžování. Jedna zkouška probíhala při proporcionálním namáhání kombinací tah-tlak a krut, tudíž fázový posuv byl nulový. Podle velikosti fázového posuvu bylo vytvářeno 5 různých zátěžných trajektorií. V každé trajektorii bylo otestováno osm vzorků a byly vytvořeny hysterezní smyčky v polovině životnosti. Na vybrané vzorky byly aplikované některé z uvedených multiaxiálních kritérií s výpočtem životnosti vzorku a provedeno srovnání s experimentem.

6.1 Popis testovacího zařízení

Testování vzorků NCÚ při neproporcionálním, proporcionálním zatěžování probíhalo na rekonstruovaném zkušebním stroji INOVA. Zkušební stroj INOVA dokáže vyvinout maximální osovou sílu 100 [kN] a krouticí moment 120 [Nm].

6.2 Popis testovaného vzorku

Testovaný vzorek byl ze slitiny hliníku testován na zařízení INOVA s rozměry vzorku vyobrazenými na obr. 6.1 s následujícími parametry:

| | | |
|--------------------------------|-------|--------------------------------|
| $K' = 609$ [MPa] | | modul cyklického zpevnění |
| $n' = 0.0811$ [-] | | exponent cyklického zpevnění |
| $c = -0.26849$ [-] | | exponent únavové tažnosti |
| $\varepsilon_f' = 0.06833$ [-] | | součinitel únavové tažnosti |
| $E = 64544$ [MPa] | | Youngův modul pružnosti v tahu |
| $\mu = 0.5$ | | Poissonovo číslo |

Dále byl vypočten součinitel cyklické pevnosti σ_f' ze vztahu:

$$\sigma_f' = K' \varepsilon_f'^{n'} = 609 * 0.06833^{0.0811} = 489.89 \text{ [Mpa]}. \quad (6.1)$$

Exponent únavové pevnosti b byl dopočten ze vztahu:

$$b = n'c = 0.0811 * (-0.26849) = -0.0218 \text{ [-]}. \quad (6.2)$$

Modul pružnosti ve smyku G je vyjádřen následovně:

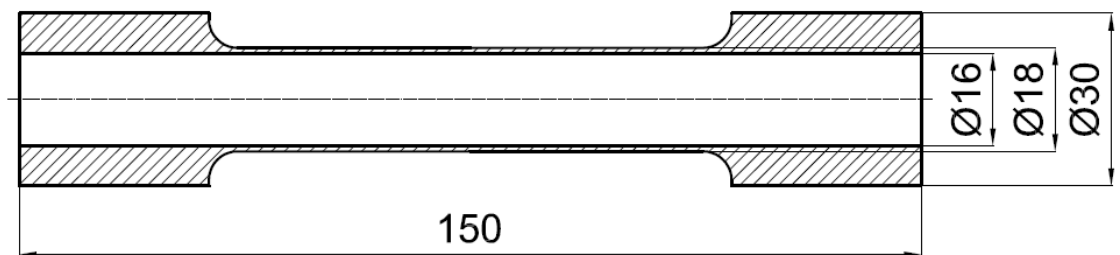
$$G = \frac{E}{2(1+\mu)} = \frac{64544}{2*(1+0.5)} = 21514.67 \text{ [MPa]}. \quad (6.3)$$

Únavová pevnost ve smyku τ_f' vychází ze vztahu:

$$\tau_f' = \frac{\sigma_f'}{\sqrt{3}} = \frac{489.89}{\sqrt{3}} = 282.84 \text{ [MPa]}. \quad (6.4)$$

Únavová tažnost ve smyku γ_f' je vyjádřena následovně:

$$\gamma_f' = \frac{E\varepsilon_f'}{\sqrt{3}G} = \frac{E\varepsilon_f'}{\frac{E}{2(1+\mu)}\sqrt{3}} \rightarrow \sqrt{3}\varepsilon_f' = 0.118 [-]. \quad (6.5)$$



Obr. 6.1 Rozměry měřeného vzorku

6.3 Výsledky zkoušky

Vzorky byly testované zatížením tah-tlak a krut při proporcionálním, neproporcionálním namáhání nízkocyklovou únavou. Vždy bylo otestováno osm vzorků na jednotlivé zátěžné trajektorie. Počty cyklů do inicializace jsou brány podle poklesu amplitudy síly nebo momentu od ustáleného tvaru hysterezní smyčky jednotlivých vzorků. Všechny testy byly prováděny s konstantní amplitudou celkové smykové deformace a konstantní amplitudou celkové podélné deformace. Proto budou sestrojeny hysterezní smyčky v závislosti axiálního napětí na axiální deformaci a smykového napětí na smykové deformaci.

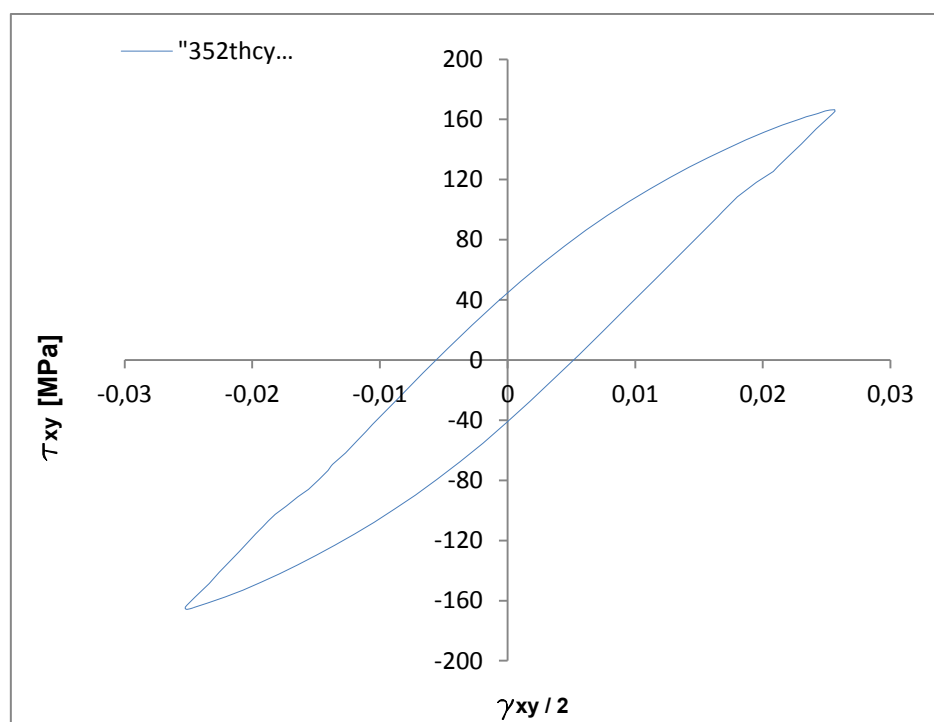
6.3.1 Proporcionální namáhání tah-tlak a krut

Pro tento typ zátěže bylo otestováno osm vzorků, pro které byly vytvořeny hysterezní smyčky v polovině životnosti. Naměřená data jsou uvedeny v tab. 1.

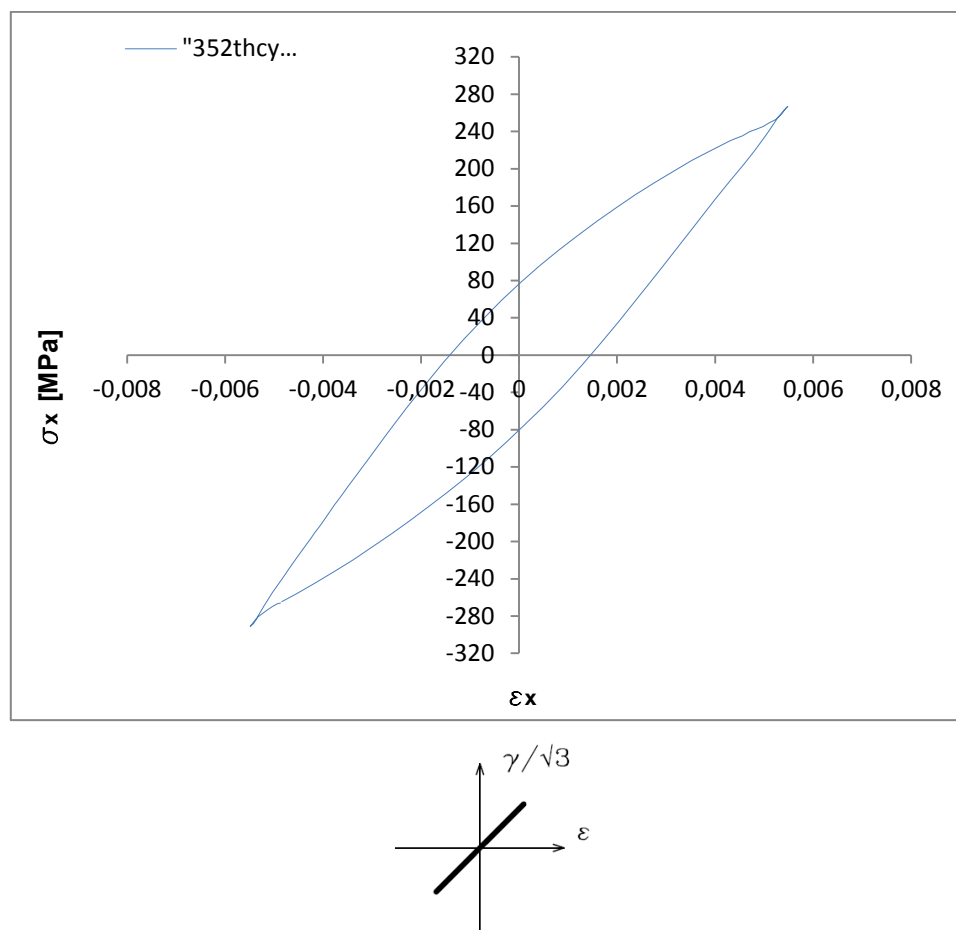
| id_test | Spec.num. | ε_a | σ_a [MPa] | σ_m [MPa] | γ_a | τ_a [MPa] | τ_m [MPa] | Nf |
|----------|-----------|-----------------|------------------|------------------|-----------------|----------------|----------------|------------|
| 1 | 17 | 0,008891 | 323,21 | -18,34 | 0,0154 | 178,93 | 1,95 | 165 |
| 2 | 15 | 0,007308 | 301,30 | -15,88 | 0,012657 | 174,03 | 1,56 | 226 |
| 3 | 16 | 0,005489 | 279,00 | -12,14 | 0,009507 | 166,18 | 0,37 | 704 |
| 4 | 18 | 0,004222 | 257,37 | -6,40 | 0,007313 | 159,13 | -0,75 | 1780 |
| 5 | 19 | 0,003526 | 238,14 | -3,30 | 0,006108 | 150,52 | -0,46 | 2270 |
| 6 | 20 | 0,003178 | 232,57 | -2,90 | 0,005505 | 149,18 | 2,15 | 4017 |
| 7 | 21 | 0,002819 | 209,82 | -1,42 | 0,004883 | 133,89 | 1,76 | 12680 |
| 8 | 22 | 0,002455 | 184,13 | 1,98 | 0,004252 | 120,97 | 0,46 | 27656 |

Tab. 1 Naměřené hodnoty při proporcionální NCÚ

Pro sestrojení hysterezních smyček v polovině životnosti byl zvolen vzorek č. 16.



Obr. 6.2 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 16



Obr. 6.3 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 16

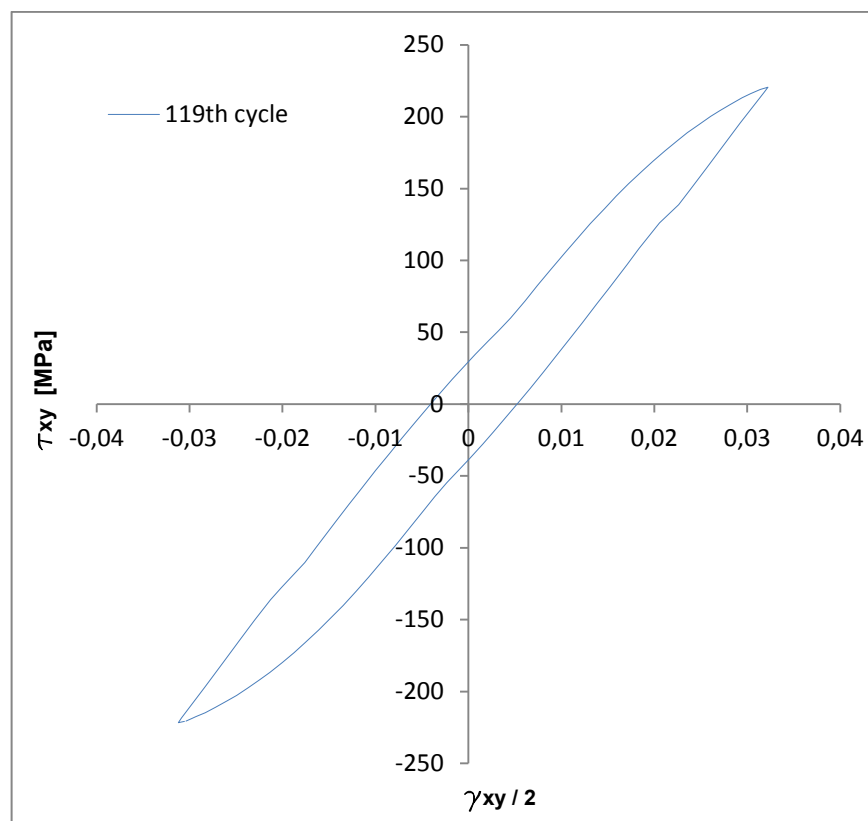
6.3.2 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut - čtverec

Tímto typem namáhání bylo otestováno osm vzorků. Vzorek č. 10 vykazoval zkreslené hodnoty, jelikož došlo k náhlému lomu a byl vyřazen. Naměřené hodnoty jsou uvedeny v tab. 2.

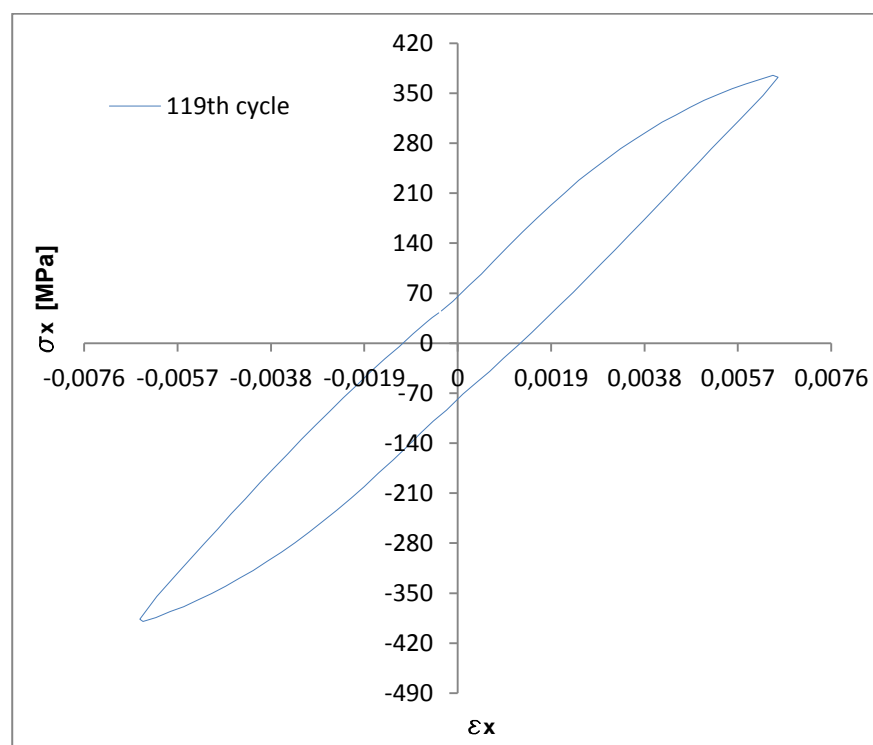
| id_test | Spec.num. | ε_a | σ_a [MPa] | σ_m [MPa] | γ_a | τ_a [MPa] | τ_m [MPa] | Nf |
|---------|-----------|-----------------|------------------|------------------|-----------------|----------------|----------------|------------|
| 1 | 1 | 0,009968 | 394,0 | -9,3 | 0,017264 | 231,1 | -1,45 | 77 |
| 2 | 2 | 0,007444 | 384,0 | -9,3 | 0,012894 | 226,4 | -0,83 | 202 |
| 3 | 5 | 0,006494 | 382,3 | -7,3 | 0,011247 | 221,2 | -0,55 | 238 |
| 4 | 6 | 0,005539 | 367,7 | -7,8 | 0,009593 | 213,8 | 0,62 | 320 |
| 5 | 9 | 0,004524 | 331,0 | -1,7 | 0,007836 | 196,3 | -0,26 | 1036 |
| 6 | 10 | 0,003935 | 295,3 | 1,3 | 0,006816 | 189,4538 | 0,75 | 491 |
| 7 | 11 | 0,003517 | 265,2991 | -0,19567 | 0,006091 | 168,9 | 0,76 | 2256 |
| 8 | 12 | 0,002825 | 214,1954 | 1,672999 | 0,004893 | 138,7 | -1,26 | 14753 |

Tab. 2 Naměřené hodnoty při neproporcionální NCÚ - čtverec

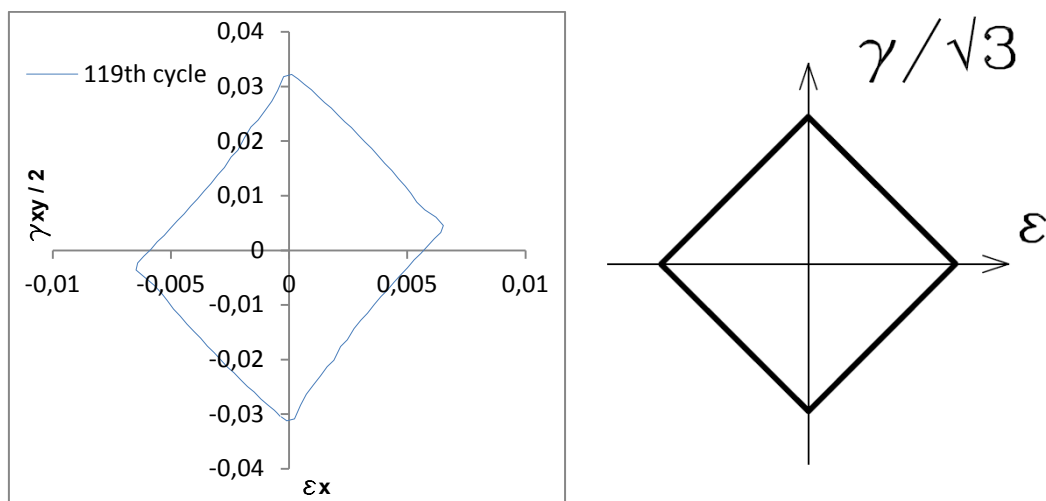
Pro sestavení hysterezních smyček v polovině životnosti byl vybrán vzorek č. 5.



Obr. 6.4 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 5



Obr. 6.5 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 5



Obr. 6.6 Porovnání zátěžné trajektorie s experimentem

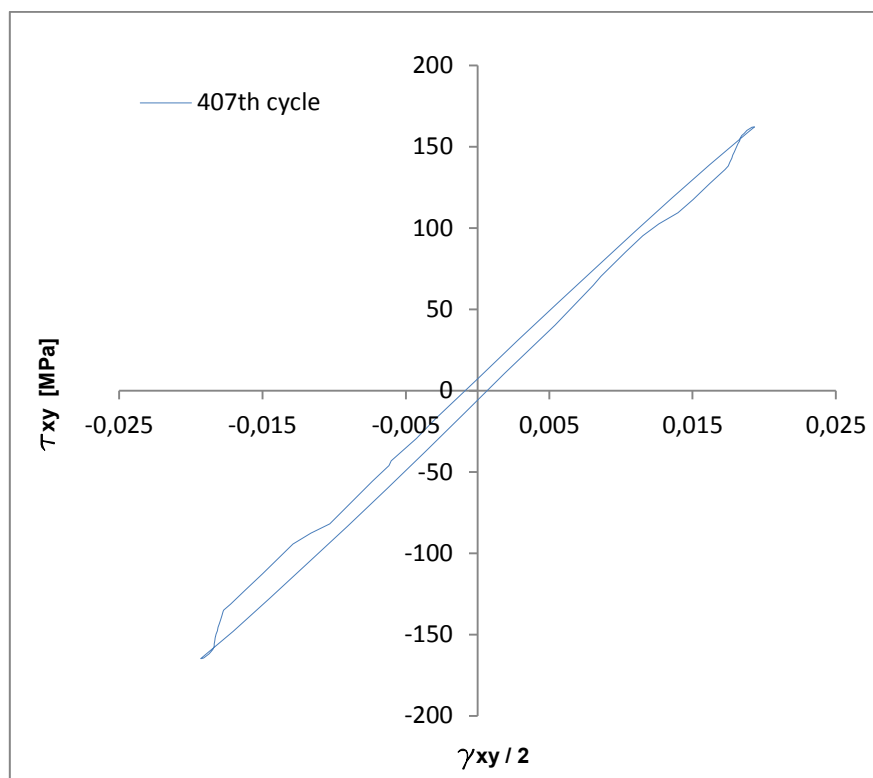
6.3.3 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – trapez

Pro tento typ zátěže bylo otestováno osm vzorků, pro které byly vytvořeny hysterezní smyčky v polovině životnosti. Naměřená data jsou uvedeny v tab. 3.

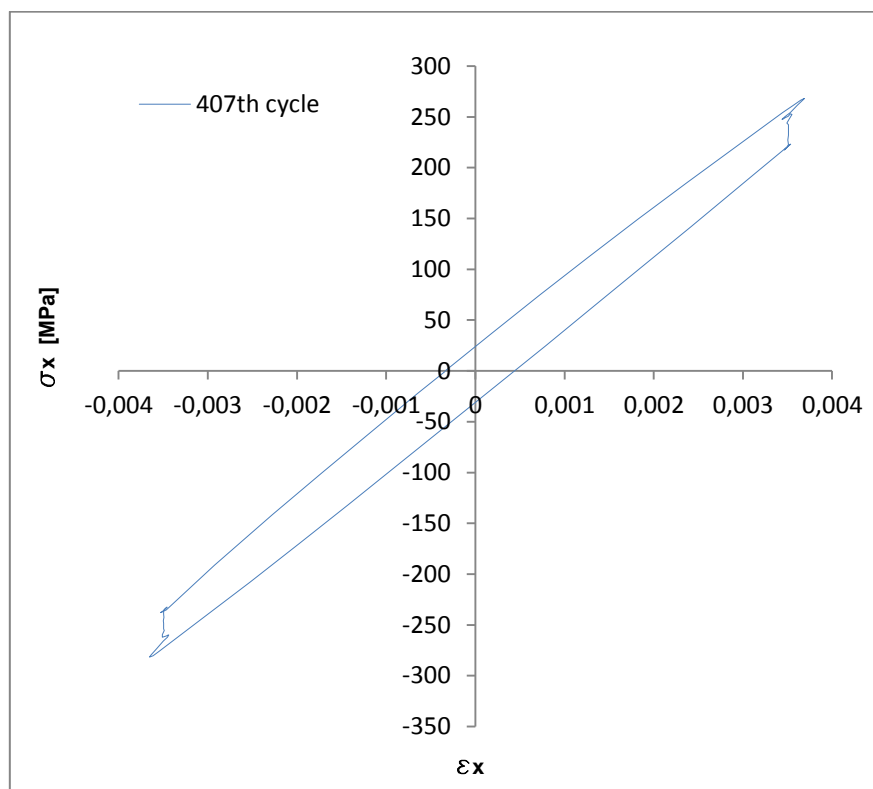
| id_test | Spec.num. | ϵ_a | σ_a [MPa] | σ_m [MPa] | γ_a | τ_a [MPa] | τ_m [MPa] | Nf |
|----------|-----------|-----------------|------------------|------------------|-----------------|----------------|----------------|------------|
| 1 | 33 | 0,010078 | 448,67 | -13,49 | 0,017455 | 257,38 | -3,06 | 12 |
| 2 | 35 | 0,007565 | 416,78 | -12,15 | 0,013103 | 239,53 | -2,68 | 53 |
| 3 | 36 | 0,006082 | 377,89 | -9,81 | 0,010535 | 219,14 | -1,89 | 134 |
| 4 | 37 | 0,004638 | 319,23 | -10,08 | 0,008034 | 186,70 | -1,82 | 282 |
| 5 | 32 | 0,003672 | 274,90 | -6,87 | 0,006359 | 163,57 | -1,24 | 815 |
| 6 | 34 | 0,003248 | 237,82 | 3,53 | 0,005626 | 143,05 | -0,09 | 1421 |
| 7 | 38 | 0,002686 | 201,17 | -19,56 | 0,004652 | 124,11 | 0,35 | 4236 |
| 8 | 39 | 0,002188 | 165,44 | -5,88 | 0,003789 | 101,60 | 1,94 | 25800 |

Tab. 3 Naměřené hodnoty při neproporcionální NCÚ – trapez

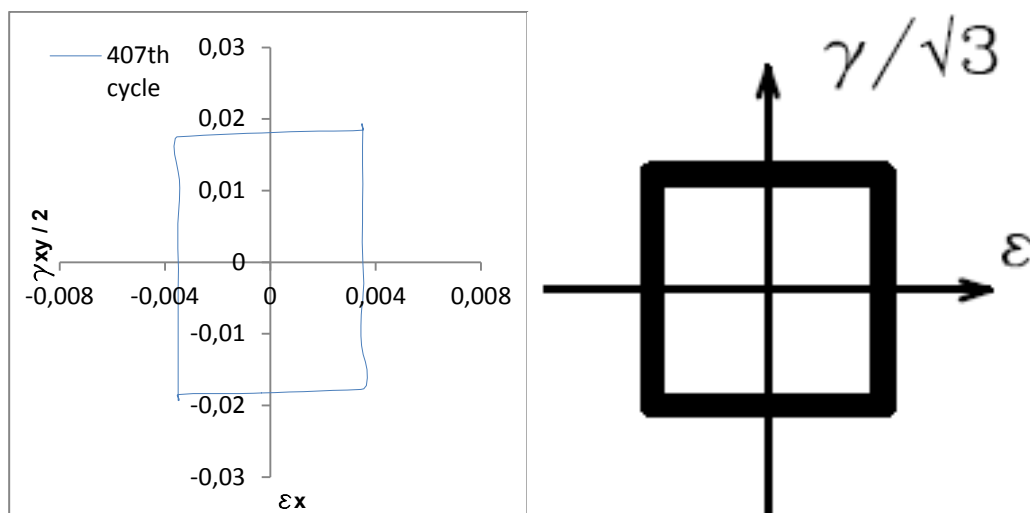
Pro sestavení hysterezních smyček v polovině životnosti byl vybrán vzorek č. 32.



Obr. 6.7 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 32



Obr. 6.8 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 32



Obr. 6.9 Porovnání zátěžné trajektorie s experimentem

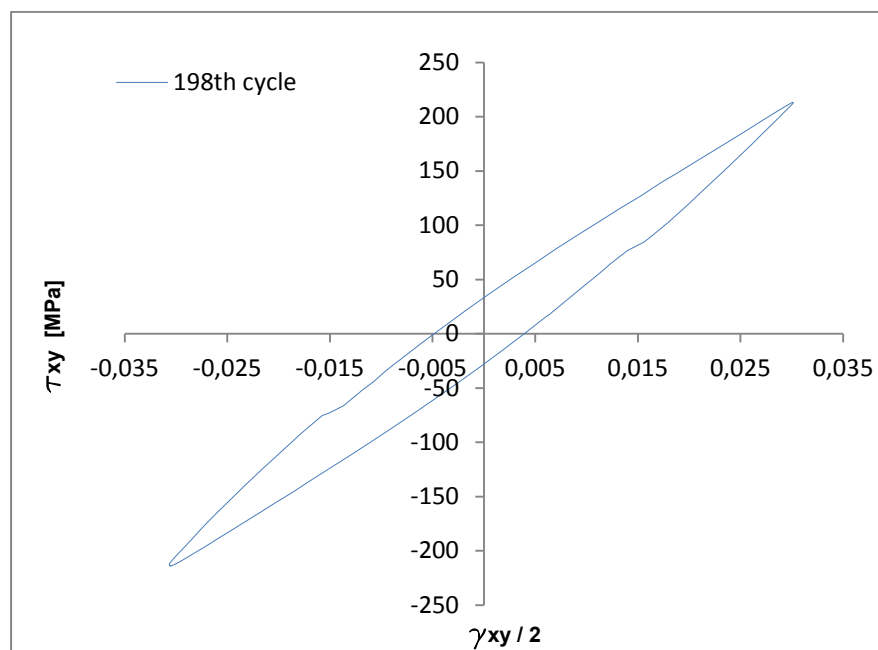
6.3.4 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – elipsa

Pro tento typ zátěže bylo otestováno osm vzorků, pro které byly vytvořeny hysterezní smyčky v polovině životnosti. U vzorku č. 45 došlo k náhlému lomu a byl ze zkoušek vyřazen. Naměřená data jsou uvedeny v tab. 4.

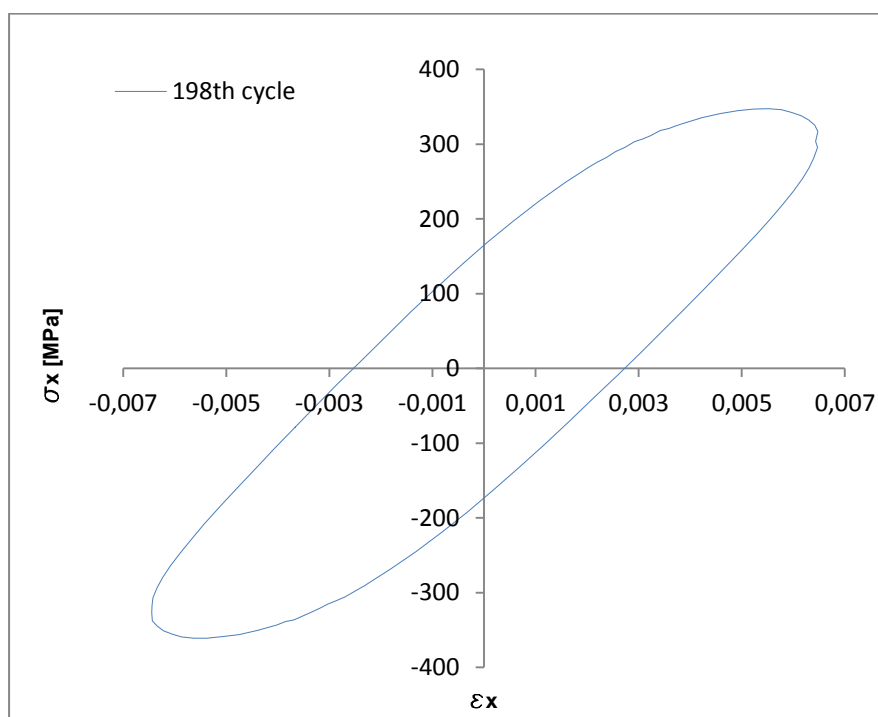
| id_test | Spec.num. | frekvence | ε_a | σ_a | σ_m | γ_a | τ_a | τ_m | Nf |
|----------|-----------|-----------------|-----------------|---------------|--------------|-----------------|---------------|--------------|------------|
| 1 | 41 | 0,123523 | 0,009978 | 395,45 | -8,45 | 0,017282 | 242,22 | -2,17 | 70 |
| 2 | 42 | 0,164759 | 0,007481 | 369,50 | -6,50 | 0,012957 | 224,06 | -1,04 | 146 |
| 3 | 43 | 0,190744 | 0,006462 | 354,13 | -6,73 | 0,011192 | 213,68 | -0,43 | 396 |
| 4 | 44 | 0,247686 | 0,004976 | 322,92 | -6,34 | 0,008619 | 190,55 | 1,06 | 874 |
| 5 | 45 | 0,268574 | 0,004589 | 301,74 | 0,67 | 0,007948 | 180,04 | 0,88 | 574 |
| 6 | 46 | 0,291567 | 0,004227 | 292,61 | -1,53 | 0,007322 | 177,70 | 0,74 | 1912 |
| 7 | 47 | 0,351635 | 0,003505 | 260,30 | -4,12 | 0,006071 | 159,49 | 0,79 | 5360 |
| 8 | 48 | 0,398309 | 0,003094 | 229,68 | -31,38 | 0,00536 | 142,46 | 18,12 | 19430 |

Tab. 4 Naměřené hodnoty při neproporcionální NCÚ – elipsa

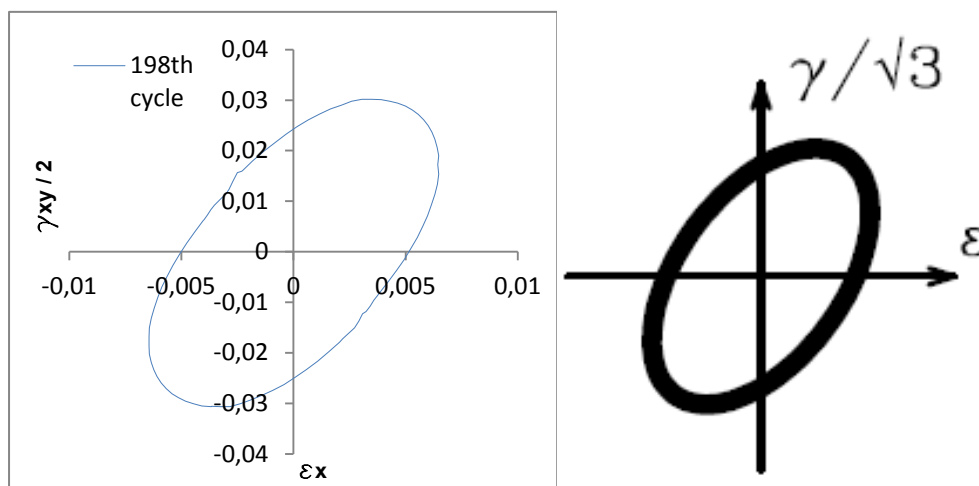
Pro sestavení hysterezních smyček v polovině životnosti byl vybrán vzorek č. 43.



Obr. 6.10 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 43



Obr. 6.11 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 43



Obr. 6.12 Porovnání zátěžné trajektorie s experimentem

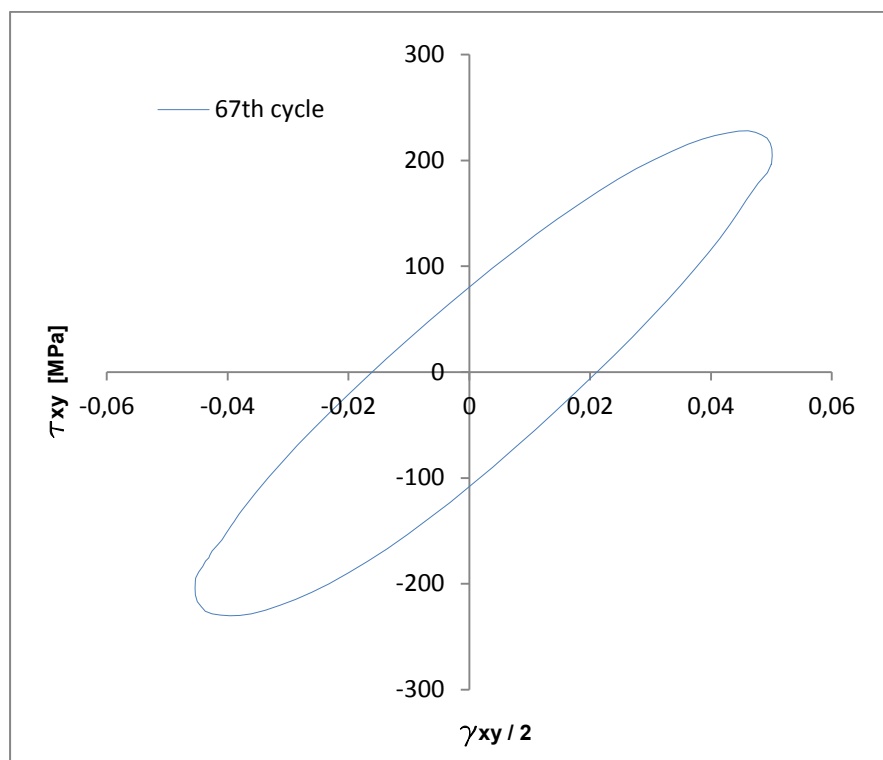
6.3.5 Neproporcionální namáhání tah-tlak a krut – kruh

Pro tento typ zátěže bylo otestováno osm vzorků, pro které byly vytvořeny hysterezní smyčky v polovině životnosti. U vzorků č. 1, 2, 3 jsou změněny průměry na 12,5 [mm] a 10 [mm]. Naměřená data jsou uvedeny v tab. 5.

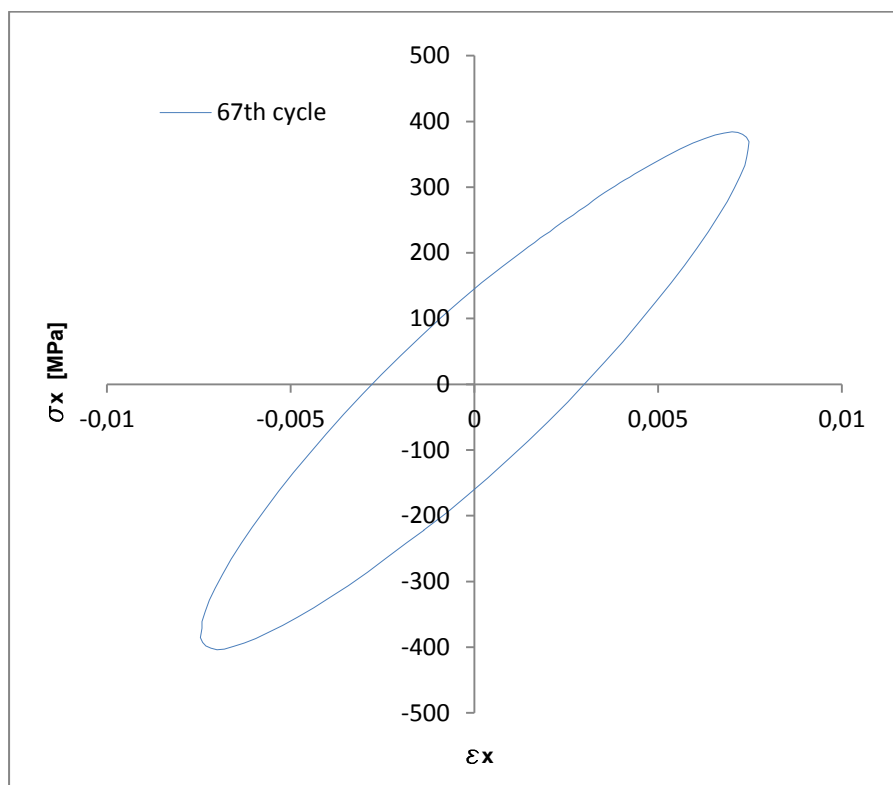
| id_test | Spec.num. | frekvence | ε_a | σ_a | σ_m | γ_a | τ_a | τ_m | Nf |
|----------|-----------|-----------------|-----------------|---------------|--------------|-----------------|---------------|--------------|-------------|
| 1 | 31 | 0,159545 | 0,009976 | 427,09 | -10,27 | 0,017278 | 240,99 | -2,28 | 74 |
| 2 | 1 | 0,213161 | 0,007466 | 394,33 | -9,84 | 0,012932 | 229,16 | -1,09 | 135 |
| 3 | 2 | 0,245782 | 0,006475 | 373,23 | -9,09 | 0,011216 | 214,36 | -1,16 | 240 |
| 4 | 3 | 0,28904 | 0,005506 | 350,81 | -8,17 | 0,009537 | 204,02 | -1,02 | 352 |
| 5 | 21 | 0,352587 | 0,004514 | 318,29 | -5,39 | 0,007818 | 187,70 | 1,30 | 1580 |
| 6 | 26 | 0,395803 | 0,004021 | 292,62 | -12,09 | 0,006965 | 176,52 | -0,71 | 4357 |
| 7 | 29 | 0,454404 | 0,003503 | 261,75 | -2,06 | 0,006067 | 161,83 | 1,51 | 8336 |
| 8 | 30 | 0,517259 | 0,003077 | 234,02 | 1,40 | 0,005329 | 144,20 | 1,07 | 14459 |

Tab. 5 Naměřené hodnoty při neproporcionální NCÚ – kruh

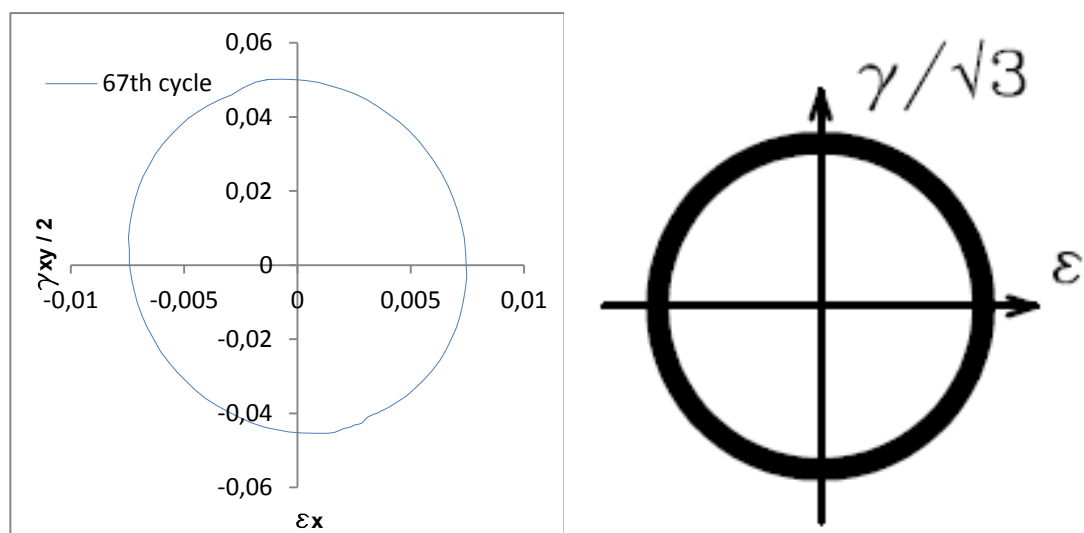
Pro sestavení hysterezních smyček v polovině životnosti byl vybrán vzorek č. 1.



Obr. 6.13 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 1



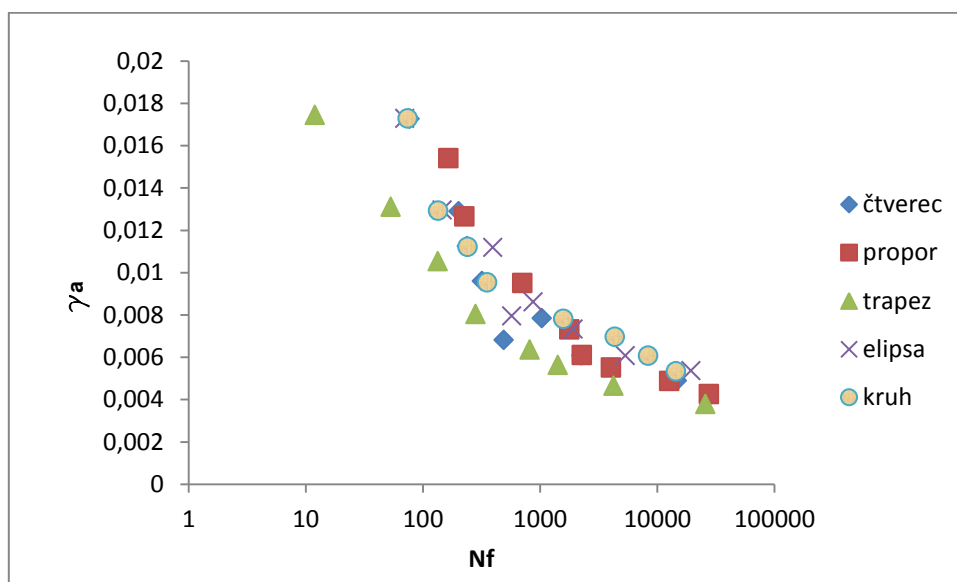
Obr. 6.14 Hysterezní smyčka v polovině životnosti vzorku č. 1



Obr. 6.15 Porovnání zátěžné trajektorie s experimentem

6.4 Určení únavových parametrů z experimentu

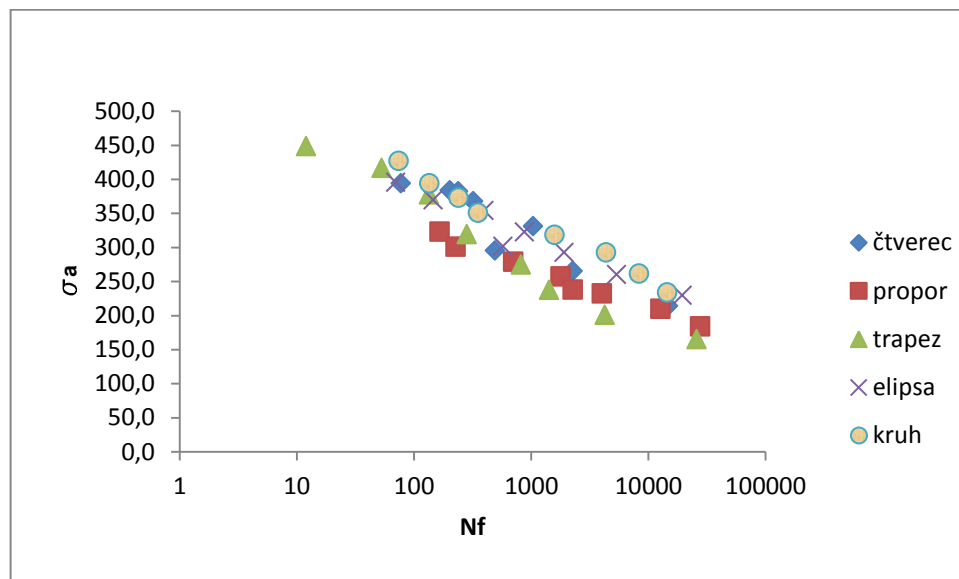
Pro určení materiálových parametrů, které jsou nezbytné pro predikci životnosti vzorku, budeme vycházet z křivek životnosti sestavených z jednotlivých experimentů pro proporcionální, neproporcionální namáhání. Na obr. 6.16 jsou graficky znázorněny jednotlivé křivky životnosti v závislosti amplitudy smykové deformace na počtech cyklů do inicializace.



Obr. 6.16 Křivky životnosti jednotlivých zátěžných trajektorií

Z grafu na obr. 6.16 a 6.17 je vidět velmi dobrá shoda mezi jednotlivými experimenty až na vzorky typu trapez.

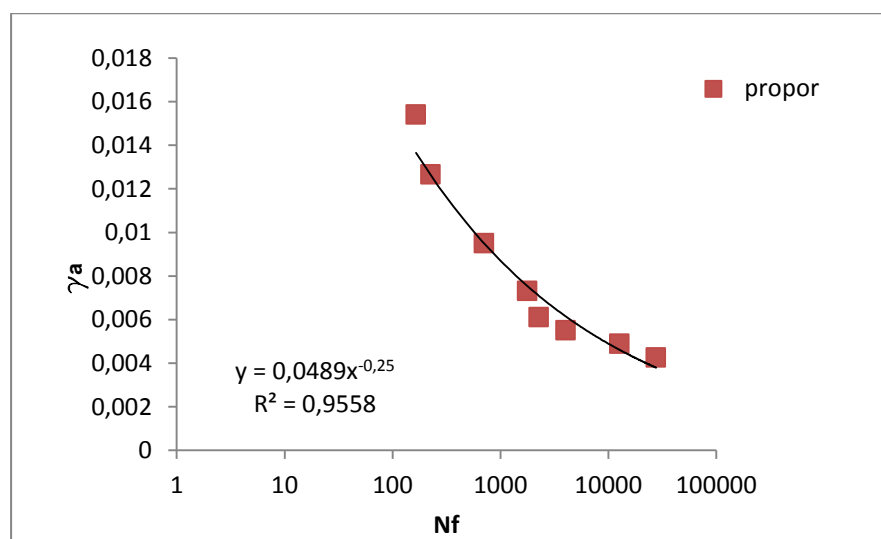
Na obr. 6.17 jsou dále znázorněny křivky životností jednotlivých experimentů v závislosti amplitudy axiálního napětí na počtech cyklů do inicializace.



Obr. 6.17 Křivky životnosti jednotlivých zátěžných trajektorií

Určení únavových parametrů budeme provádět pro neproporcionální namáhání při zátěžné cestě „elipsa a kruh“ a pro proporcionální namáhání.

Pomocí softwaru Microsoft Excel proložíme jednotlivé body křivkou pro určení únavových parametrů c , b , σ_f' a γ_f' , z nichž dále budou dopočteny zbylé únavové parametry ze vztahu (6.1, 6.2 a 6.4).



Obr. 6.18 Křivka životnosti při proporcionálním namáhání

V grafu na obr. 6.18 je rovnice, kde y značí amplitudu smykové deformace a x vyjadřuje počet cyklů do inicializace. R^2 je tzv. index determinace. Tento index nabývá hodnot od 0 do 1, přičemž čím blíže je k hodnotě jedna, tím víc je regresní model kvalitnější.

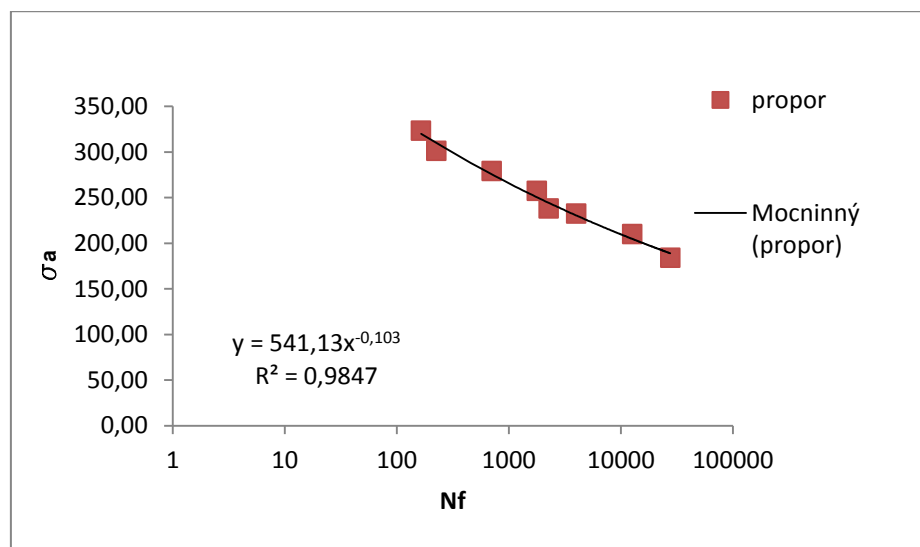
Dále vycházíme ze vztahu:

$$\gamma_a = \gamma_f' (2N_f)^{c_\gamma} \quad (6.6)$$

$$\gamma_f' = 0.0489 [-]$$

$$c = c_\gamma = -0.25 [-]$$

Následovně bude vytvořena křivka životnosti v závislosti amplitudy axiálního napětí na počtu cyklů a proložena křivkou pro určení únavových parametrů σ_f' a b .



Obr. 6.19 Křivka životnosti při proporcionálním namáhání

Vycházíme ze vztahu:

$$\sigma_a = \sigma_f' (2N_f)^b, \quad (6.7)$$

odtud

$$\sigma_f' = 541.13 [\text{MPa}]$$

$$b = b_\gamma = -0,103 [-].$$

Dále byl dopočten exponent cyklického zpevnění:

$$n' = \frac{b}{c} = \frac{-0,103}{-0,25} = 0.412 [-], \quad (6.8)$$

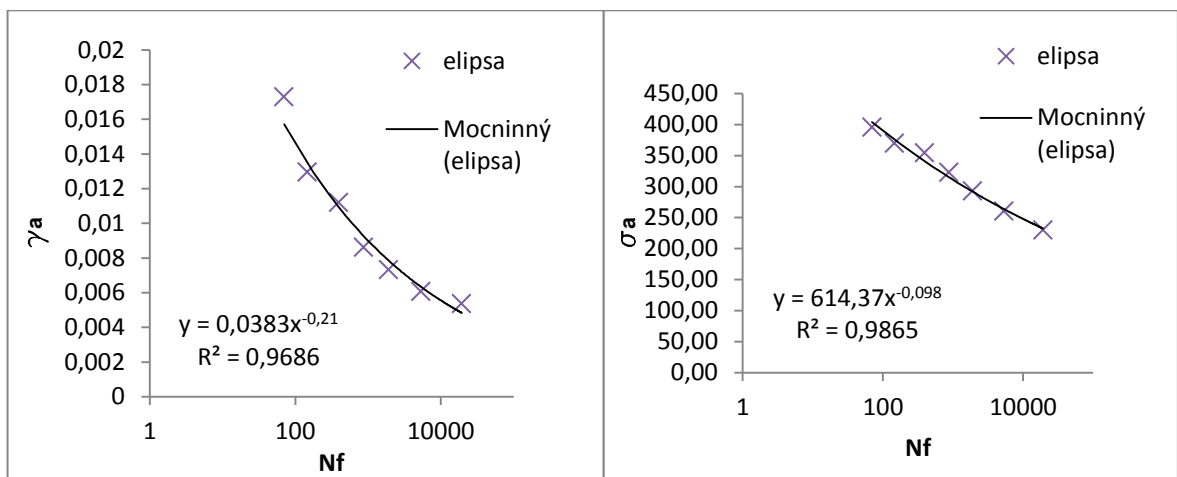
dále součinitel únavové tažnosti:

$$\varepsilon_f' = \frac{\gamma_f'}{\sqrt{3}} = \frac{0.0489}{\sqrt{3}} = 0.0282 [-], \quad (6.9)$$

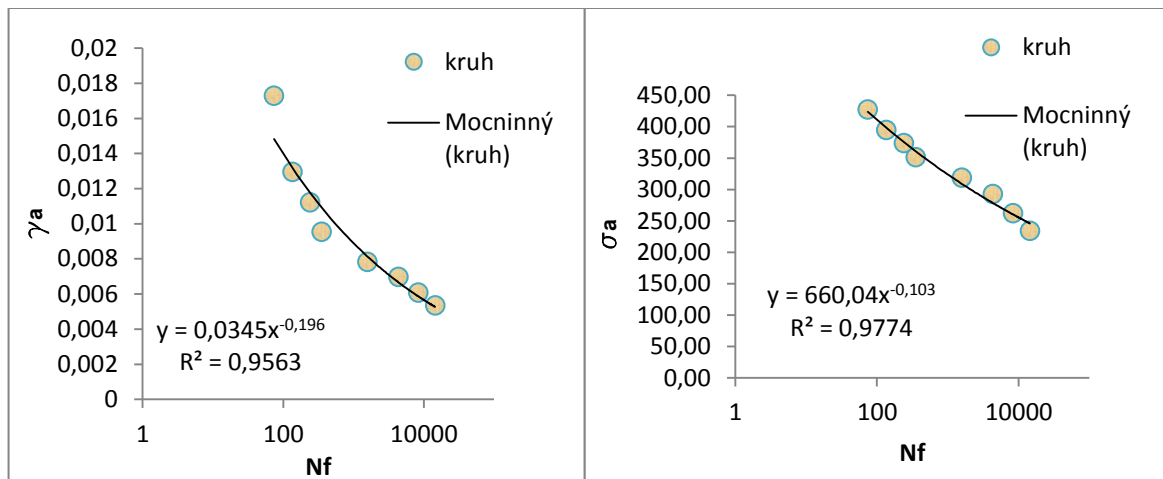
obdobně vypočteme únavovou pevnost ve smyku:

$$\tau_f = \frac{\sigma_f}{\sqrt{3}} = \frac{541,13}{\sqrt{3}} = 312,42 \text{ [MPa]}. \quad (6.10)$$

Únavové parametry mají velký vliv na predikci životnosti součástí, určenou pomocí multiaxiální únavy, a proto budou obdobným způsobem určeny také pro neproporcionální namáhání „elipsa a kruh“. Jednotlivé hodnoty únavových parametrů by se neměly příliš lišit.



Obr. 6.20 Křivky životnosti při neproporcionálním namáhání- elipsa



Obr. 6.21 Křivky životnosti při neproporcionálním namáhání- kruh

Pro výpočet únavových parametrů bylo použito stejných vztahů jako při neproporcionálním zatěžování. Výsledné hodnoty jednotlivých zátěžných trajektorií jsou uvedeny v tab. 6.

| | C [-] | b [-] | n' [-] | ε_f [-] | γ_f [-] | σ_f [Mpa] | τ_f [Mpa] |
|-----------------------|--------|--------|--------|---------------------|----------------|---------------------|-------------------|
| Proporcionální | -0,25 | -0,103 | 0,412 | 0,0282 | 0,0489 | 541,13 | 312,42 |
| Neporcionální- elipsa | -0,21 | -0,098 | 0,467 | 0,0221 | 0,0383 | 614,37 | 354,71 |
| Neporcionální- kruh | -0,196 | -0,103 | 0,526 | 0,0199 | 0,0345 | 660,04 | 381,07 |

Tab. 6 Hodnoty únavových parametrů

Jednotlivé hodnoty únavových parametrů se příliš neliší. Pro další zpracování predikce životnosti pomocí multiaxiálních kritérií budou použity hodnoty uvedeny v tab. 6.

6.5 Predikce životnosti

Určení životnosti součásti při multiaxiálním zatěžování je velmi komplikované. Zvolení kritéria rozhoduje, zda se pohybujeme v NCÚ nebo VCÚ. Je důležité si uvědomit, že jednotlivé veličiny napětí a deformace je nutno transformovat do kritické roviny. Životnost také velice ovlivňují únavové parametry a materiálové konstanty, jelikož jsou zahrnuty jako exponenty. Proto je velmi důležité tyto hodnoty správně zvolit, aby určená životnost nebyla ovlivněna.

Byla vybrána dvě únavová kritéria, pomocí nichž bude vypočtena životnost pro vzorky při proporcionálním, neporcionálním (elipsa, kruh) zatěžování.

6.5.1 Deformační kritérium Kandil-Brown-Miller

Jak již bylo zmíněno, toto kritérium patří do skupiny deformačních kritérií na kritické rovině. Kritickou rovinou je brána taková rovina, kde hodnota smykového napětí dosahuje maximální hodnoty. Pro výpočet životnosti bylo využito softwaru Microsoft Excel. Pro názorný výpočet životnosti vzorku je vybrán vzorek č. 48 pro neporcionální zatížení- elipsa.

Pro výpočet maximální hodnoty smykového napětí budeme používat vztah (6.11), kde iteračně budou dosazovány hodnoty úhlu α v radiánech.

$$\tau_{\alpha} = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{xy} \cos(2\alpha) \quad (6.11)$$

Za hodnoty σ_x a τ_{xy} budeme dosazovat:

$$\sigma_x = \sigma_a \sin(\omega t) \text{ a} \quad (6.12)$$

$$\tau_{xy} = \tau_a \sin(\omega t - \varphi), \quad (6.13)$$

kde φ je fázový posuv mezi tahovou a smykovou složkou v radiánech a ωt se pohybuje od 0 do 2π . Hodnoty amplitudy normálového a smykového napětí jsou uvedeny v tab. 1, 4 a 5 pro vybrané vzorky s maximálním počtem cyklů do inicializace.

$$\sigma_y = 0$$

Po určení úhlu natočení roviny s maximální hodnotou smykového napětí byla iteračně zjišťována životnost jednotlivých vzorků pomocí rovnice (6.14).

$$\left(\frac{\Delta\gamma_{MAX}^\alpha}{2} + S\Delta\varepsilon_n^\alpha\right)^{\frac{1}{\alpha}} = \frac{\tau_f}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma_f' (2N_f)^{c\gamma} \quad (6.14)$$

Pro zjištění hodnoty maximálního rozkmitu smykové deformace $\Delta\gamma'_{MAX}$ a rozkmitu normálové deformace $\Delta\varepsilon_n$ na kritické rovině byly použity následující vztahy [6].

$$\Delta\gamma_{MAX} = \Delta\varepsilon \sqrt{[\lambda \cos(2\alpha) \cos(\varphi) - (1 + \mu) \sin(2\alpha)]^2 + [\lambda \cos(2\alpha) \sin(\varphi)]^2} \quad (6.15)$$

$$\Delta\varepsilon_n = \frac{1}{2} \Delta\varepsilon \sqrt{[2(1 + \mu) \cos^2(\alpha) - 2\mu + \lambda \sin(2\alpha) \cos(\varphi)]^2 + [\lambda \sin(2\alpha) \sin(\varphi)]^2} \quad (6.16)$$

Hodnota λ je podíl rozkmitu smykové deformace a normálové deformace.

$$\lambda = \frac{\Delta\gamma}{\Delta\varepsilon} = \frac{0.0107}{0.0062} = 1.732 \quad [-] \quad (6.17)$$

Hodnota materiálové konstanty S je vyjádřena rovnicí (6.18)

$$S = 2 \left(\frac{\tau_c}{\sigma_c} - 0.5 \right) \frac{1+\mu}{1-\mu} = 2(0.577 - 0.5) * \frac{1+0.5}{1-0.5} = 0.462 \quad [-] \quad (6.18)$$

$$\frac{\tau_c}{\sigma_c} = 0.577 \text{ - pro HMMH}$$

Do výpočtu za proměnnou α je volena hodnota $\alpha = 1$.

Dosazením do rovnic (6.15 a 6.16) získáme:

$$\Delta\gamma_{MAX} = 0.0062 \quad [-] \text{ a}$$

$$\Delta\varepsilon_n = 0.0079 \quad [-].$$

Následně budou porovnávány hodnoty levé a pravé strany rovnice (6.14) při změně hodnoty N_f . Při shodě levé a pravé strany je dosazená hodnota N_f hledaným počtem cyklů do lomu vzorku.

$$\left(\frac{0.0062^1}{2} + 0.462 * 0.0079^1 \right)^{\frac{1}{1}} = \frac{354.71}{21514.67} (2N_f)^{-0.103} + 0.345 (2N_f)^{-0.25}$$

Pro predikci životnosti byly vybrány vzorky s největším počtem cyklů do inicializace z tab. 1, 4 a 5. Výsledné hodnoty jsou pouze přibližné z důvodu zaokrouhlování a jsou uvedeny v tab. 7.

| | Levá | Pravá | Počet cyklů | Experimentálně- Počet cyklů do inicializace | φ [°] |
|------------------------|----------|----------|-------------|---|---------------|
| Vz.22- Propor. | 0,004201 | 0,004212 | 89850 | 27656 | 0 |
| Vz.48- Nprop. - elipsa | 0,006712 | 0,006712 | 65460 | 19270 | 45 |
| Vz.30- Nprop. - kruh | 0,006751 | 0,006751 | 34050 | 14458 | 90 |

Tab. 7 Vypočtené hodnoty počtů cyklů do lomu

Uvedené experimentálně zjištěné hodnoty počtu cyklů jsou brány do inicializace trhliny, což bylo při poklesu amplitudy zátěžné síly nebo momentu. Jednotlivé zkoušky dále pokračovaly až do hodnot počtu cyklů uvedené v tab. 8.

| | Počet cyklů- vypočten | Počet cyklů do zastavení zkoušky |
|------------------------|-----------------------|-------------------------------------|
| Vz.22- Propor. | 89850 | 58720 |
| Vz.48- Nprop. - elipsa | 65460 | 42924 |
| Vz.30- Nprop. - kruh | 34050 | 22773 |

Tab. 8 Porovnání počtů cyklů do zastavení zkoušky

Pohybujeme se v oblasti únavy, tudíž vypočtené jednotlivé počty cyklů by byly možné uvažovat za použitelné a také kritéria založená na deformačních parametrech jsou jedny z použitelných pro predikci životnosti v NCÚ, jelikož únavový parametr uvažuje také s amplitudou smykové deformace. Největší rozdíl byl zjištěn u proporcionálního zatěžování.

6.5.2 Energetické kritérium Jiang-Sehitoglu

Pro predikci životnosti při kritériu Jiang-Sehitoglu je uvažován takový únavový parametr na kritické rovině, jež dosahuje maximální hodnoty. Proto je nutné transformovat hodnoty napětí a deformace do roviny pro stanovení maximální hodnoty únavového parametru F_p , vyjádřeného ze vztahu (6.19). Pro názorný výpočet životnosti vzorku je vybrán jako v předešlém kritériu vzorek č. 48 pro neproporcionální zatížení- elipsa. Pro výpočet byl použit software Microsoft Excel.

$$F_p = \sigma_{MAX} \frac{\Delta \varepsilon}{2} + J \Delta \tau \Delta \gamma \quad (6.19)$$

Materiálovou konstantu J volím $J=0$.

Pro získání hodnot rozkmitu normálové a smykové deformace na kritické rovině byly použity vztahy (6.20 a 6.21).

$$\varepsilon_\alpha = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} + \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2} \cos(2\alpha) - \frac{\gamma_{xy}}{2} \sin(2\alpha) \quad (6.20)$$

$$\gamma_\alpha = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{2} \sin(2\alpha) + \frac{\gamma_{xy}}{2} \cos(2\alpha) \quad (6.21)$$

Obdobně byly zjištěny hodnoty rozkmitu smykové deformace a maximální hodnoty normálového napětí na kritické rovině.

$$\sigma_{\alpha} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos(2\alpha) - \tau_{xy} \sin(2\alpha) \quad (6.22)$$

$$\tau_{\alpha} = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{xy} \cos(2\alpha) \quad (6.23)$$

Kde σ_x a τ_{xy} jsou vyjádřeny ve vztahu (6.12 a 6.13). Obdobným způsobem budou vyjádřeny hodnoty ε_x , ε_y a γ_{xy} .

Dosazováním úhlu α v radiánech do rovnic (6.20-23) získáme maximální hodnotu pro únavový parametr F_p .

$$F_p = 275.302 \frac{0.009}{2} + 136.885 * 0.002 = 1.237$$

Hodnotu F_p položíme rovno funkci životnosti součásti:

$$F_p = \sigma_f' (2N_f)^b \left[\frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \right]. \quad (6.24)$$

$$1.237 = 660.04 (2N_f)^{-0.103} \left[\frac{660.04}{64544} (2N_f)^{-0.103} + 0.0282 (2N_f)^{-0.25} \right]$$

Iteračně pak budeme zjišťovat hodnotu pravé strany rovnice dosazováním za N_f (6.24) a porovnávat s hodnotou levé strany rovnice (6.19).

Predikci životnosti byly podrobené stejné vzorky jako u předešlého kritéria. Výsledné hodnoty počtů cyklů jsou přibližné z důvodu zaokrouhlování a jsou uvedeny v tab. 9.

| | Levá | Pravá | Počet cyklů | Experimentálně- Počet cyklů do inicializace | φ [°] |
|-------------------------|----------|----------|-------------|---|---------------|
| Vz.22- Propor. | 0,899887 | 0,899749 | 61250 | 27656 | 0 |
| Vz.48- Neprop. - elipsa | 1,237134 | 1,237124 | 48130 | 19270 | 45 |
| Vz.30- Neprop. - kruh | 0,597708 | 0,597749 | 29520 | 14458 | 90 |

Tab. 9 Vypočtené hodnoty počtů cyklů do lomu

| | Počet cyklů- vypočten | Počet cyklů do zastavení zkoušky |
|-------------------------|-----------------------|-------------------------------------|
| Vz.22- Propor. | 61250 | 58720 |
| Vz.48- Neprop. - elipsa | 48130 | 42924 |
| Vz.30- Neprop. - kruh | 29520 | 22773 |

Tab. 10 Porovnání počtů cyklů do zastavení zkoušky

Jak je patrné z tab. 10 pro určení životnosti součásti při multiaxiální únavě lze použít energetická kritéria. Vypočtené hodnoty se příliš neliší od naměřených dat a je to v důsledku toho, že energetická kritéria uvažují s vlivem neproporcionálního zpevnění. Výsledné hodnoty byly vyhovující i při proporcionálním zatěžování.

6.6 Porovnání kritérií

Pro predikci životnosti byla vybrána dvě kritéria pro NCÚ. První z kritérií bylo voleno z kategorie deformačních kritérií na kritické rovině. Za kritickou rovinu zde byla brána taková rovina, kde smykové napětí dosahovalo maximální hodnoty.

Pro druhý případ bylo voleno energetické kritérium, kde kritickou rovinou byla taková rovina, kde únavový parametr dosahoval maximální hodnoty. Po srovnání hodnot těchto dvou kritérií je zřejmé, že energetická kritéria jsou vhodnější pro výpočet životnosti v NCÚ.

| | Nf - Deformační přístup | Nf - Energetický přístup | Počet cyklů do zastavení zkoušky |
|-------------------------|-------------------------|--------------------------|----------------------------------|
| Vz.22- Propor. | 89850 | 61250 | 58720 |
| Vz.48- Neprop. - elipsa | 65460 | 48130 | 42924 |
| Vz.30- Neprop. - kruh | 34050 | 29520 | 22773 |

Tab. 11 Porovnání daných kritérií

7 Závěr

V diplomové práci byla řešena problematika predikce životnosti součástí při multiaxiální únavě. Zároveň byla doplněna o experiment vzorků při cyklickém zatěžování v kombinaci tah-tlak a krut.

Cílem této práce bylo vyhodnocení jednotlivých experimentů s různými zátěžovými cestami pro určení hysterezních smyček v polovině životnosti a doplnit potřebné hodnoty definující křivku životnosti.

V úvodu diplomové práce byla nastíněna problematika únavy materiálu pro jednoosou napjatost, kde jsou základní vztahy pro určení životnosti materiálu. Dále zde byly rozebrány jednotlivé fáze poškozování materiálu při cyklickém namáhání a jejich dopad na životnost materiálu.

V další kapitole jsme přešli k problematice víceosé napjatosti, v níž byl rozebrán tenzor napětí a složky tenzoru napětí, přecházející v tenzor přetvoření, jež byl oblastí našeho zájmu pro určení životnosti. Složky tenzoru přetvoření byly jednotlivě rozebrány tak, aby zahrnuly vliv fázového posuvu, který je nutný pro sestavení jednotlivých zátěžných trajektorií. V poslední řadě byl vysvětlen rozdíl mezi proporcionálním a neproporcionálním zatěžováním, doplněn o tvary zátěžných cest a vliv fázového posuvu.

Po seznámení s problematikou únavy materiálu jsme se přesunuli k jednotlivým kritériím multiaxiální únavy. Těchto kritérií je mnoho, jednak pro VCÚ, ale také pro NCÚ. Experiment probíhal při NCÚ a tudíž zde byly rozebrány kritéria pro NCÚ, která byla dále rozpracována podle způsobu použití, ale také podle jejich přístupu k určení únavového parametru.

Experiment byl prováděn na sadě vzorků při NCÚ v kombinaci tah-tlak a krut při proporcionálním a neproporcionálním zatěžování. Testování vzorků proběhlo na zkušebním stroji INOVA, který dokáže vyvinout maximální osovou sílu 100 [kN] a krouticí moment 120 [Nm]. Pro jednotlivé experimenty byly sestaveny hysterezní smyčky v polovině životnosti a vyhodnocena data, potřebná pro určení křivky životnosti. Po sestavení křivky životnosti bylo patrné, že jednotlivé experimenty na téže zátěžovací hladině prokazují dobrou shodu až na případ neproporcionálního zatěžování - trapez. Lze také říci, že na životnost vzorku bude mít velký vliv smyková deformace, tudíž deformační kritéria by měla dávat dobrou shodu s experimentem, protože je zde do únavového parametru zahrnut vliv smykového napětí. Životnost vzorku je také ovlivněna neproporcionálním zpevněním materiálu, které vede k zvyšování amplitudy napětí a má za následek snížení životnosti vzorku. Dobrou shodu s experimentem uvažujeme u kritérií s energetickým přístupem, v nichž je uvažováno působení neproporcionálního zpevnění. Na predikci životnosti mají také vliv únavové parametry, které byly pro vybrané způsoby zátěžných cest vyjádřeny pomocí softwaru Microsoft Excel. Výsledné hodnoty jsou uvedeny v tab. 6, kde je nepatrná odlišnost v jednotlivých výsledcích. Ověřením

multiaxiálních kritérií bylo stanovení životnosti vzorků pro 3 typy zátěžných trajektorií. Za deformační kritérium bylo zvoleno Kandil-Brown-Millerovo kritérium, kde je zohledňována amplituda smykové deformace. Počty cyklů jednotlivých experimentů jsou uvedeny v tab. 7. Z energetických kritérií bylo zvoleno kritérium Jiang-Sehitogluovo. Toto kritérium potvrdilo tvrzení, že pro predikci životnosti v oblasti NCÚ je vhodnější volit kritéria s energetickým přístupem. Porovnání jednotlivých vypočtených hodnot je uvedeno v tab.12.

| | Nf - Deformační přístup | Nf - Energetický přístup | Počet cyklů do zastavení zkoušky |
|------------------------|-------------------------|--------------------------|----------------------------------|
| Vz.22- Propor. | 89850 | 61250 | 58720 |
| Vz.48- Nprop. - elipsa | 65460 | 48130 | 42924 |
| Vz.30- Nprop. - kruh | 34050 | 29520 | 22773 |

Tab. 12 Vyhodnocená data zkoušek

Jelikož experiment probíhal v oblasti únavy, bylo by možné tyto hodnoty považovat za věrohodné. A také poukazují na rozdílné výsledné počty cyklů deformačních a energetických kritérií.

8 Seznam použité literatury

- [1] Letecké katastrofy. Česká televize [online]. 2015 [cit. © 2015-05-17]. Dostupné z: <http://www.ceskatelevize.cz/porady/10158090296-letecke-katastrofy/207382540560004-osudna-vrtule/>
- [2] Vlastnosti a zkoušení materiálu [online]. Ostrava, 2013 [cit. 2015-05-17]. Dostupné z: http://www.fs.vsb.cz/export/sites/fs/339/.content/files/VZM8_UnavaMaterialu.pdf. Přednáška č.8.
- [3] KUČERA, Josef. *Stručný úvod do mechaniky lomu - II. část. Únava materiálu*. 1. vyd. Ostrava: VŠB, 1994, 180 s. ISBN 80-707-8244-7.
- [4] PAPUGA, J. *Mapping of Fatigue Damages – Program Shell of FE-Calculatation*. Praha, 2005. PhD thesis.
- [5] Mechanické napětí. *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2001-[cit. 2015-05-17]. Dostupné z: http://cs.wikipedia.org/wiki/Mechanické_napětí
- [6] LI, J, Z ZHANG, Q SUN, C LI a Y QIAO. A new multiaxial fatigue damage model for various metallic materials under the combination of tension and torsion loadings: Lecture Notes from the 2nd ERCOFTAC Summerschool hel in Stockholm, 10-16 june, 1998. *International Journal of Fatigue* [online]. 2009, **31**(4): 776-781 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2008.03.008. ISSN 01421123. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112308000674>
- [7] WANG, Y a W YAO. A multiaxial fatigue criterion for various metallic materials under proportional and nonproportional loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2006, **28**(4): 401-408 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.07.007. ISSN 01421123. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S014211230500174X>

- [8] WANG, C. H. a M. W. BROWN. Life Prediction Techniques for Variable Amplitude Multiaxial Fatigue—Part 1: Theories. *Journal of Engineering Materials and Technology* [online]. 1996, **118**(3): 367- [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1115/1.2806821. ISSN 00944289. Dostupné z: <http://MaterialsTechnology.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1425471>
- [9] LOHR, R.D. a E. G. ELLISON. A SIMPLE THEORY FOR LOW CYCLE MULTIAXIAL FATIGUE. *Fatigue* [online]. 1980, **3**(1): 1-17 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1111/j.1460-2695.1980.tb01101.x. ISSN 8756-758x. Dostupné z: <http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.1980.tb01101.x>
- [10] FATEMI, Ali a Nima SHAMSAEI. Multiaxial fatigue: An overview and some approximation models for life estimation. *International Journal of Fatigue* [online]. 2011, **33**(8): 948-958 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2011.01.003. ISSN 01421123. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112311000053>
- [11] SOCIE, Darrell F. *Multiaxial fatigue*. Warrendale: SAE Society of automotive Engineers, 2000, 484 s. ISBN 07-680-0453-5.
- [12] WANG, Y. Evaluation and comparison of several multiaxial fatigue criteria. *International Journal of Fatigue* [online]. 2004, **26**(1): 17-25 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1016/S0142-1123(03)00110-5. ISSN 01421123. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112303001105>
- [13] JIANG, . A fatigue criterion for general multiaxial loading. *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures* [online]. 2000, **23**(1): 19-32 [cit. 2015-05-17]. DOI: 10.1046/j.1460-2695.2000.00247.x. ISSN 8756-758x. Dostupné z: <http://doi.wiley.com/10.1046/j.1460-2695.2000.00247.x>